E 1445

MINE PETROL GAZE

BUCUREŞTI – ROMÂNIA ◆ Vol. 38, ianuarie 1987 1

INTREPRINDEREA MECANICA GAZ METAN MEDIAS

PRODUCE SI LIVREAZA:

- arzătoare gaze naturale;
- aparatură pneumatică (elemente de automatizare cîmpuri sondă, elemente de siguranţă presiune gaze; elemente de reglare presiune gaze şi elemente de automatizare a instalatiilor de ardere cu gaze naturale);
- utilaj tehnologic pentru ţiţei şi gaze (pompe hidraulice; aparatură pentru filtrare-separare; încălzitoare şi schimbătoare de căldură; utilaje complexe pentru extracţia gazelor naturale);
- aparate de măsură debite gaze;
- piese de schimb (utilaj petrolier; compresoare şi motocompresoare);
- reparaţii utilaj petrolier.

INTREPRINDEREA MECANICA GAZ METAN
MEDIAS - Str.Aurel Vlaicu nr.35 A
Telefon: 15864

MINE, PETROL ŞI GAZE

ORGAN AL MINISTERULUI MINELOR, PETROLULUI ŞI GEOLOGIEI

ANUL XXXVIII

Nr. 1 1987

CUPRINS

Popa, A., Gâf-Deac, I. **Consideraţii asupra elementelor de dificultate în exploatarea stratelor de cărbuni în subteran** 5

Petrescu, G. ş. a. **Consideraţii privind susţinerea metalică a galeriilor miniere circulare** 9

Zamfir, V. ş. a. **Analiza poziţională a secţiilor de susţinere mecanizate indigene** 13

Neagu, Fl. **Protecţia conductelor de îngheţare la rupere** 22

Constantinescu, I., Darabont, Al. **Combaterea zgomotului şi vibraţiilor la compresoarele de aer cu piston din industria minieră (I)** 24

Rădoi, A. **Economisirea combustibilului şi energiei prin transport neconvenţional în domeniul minier** . 28

Gârbu, L., Anastasiu, R. **Consideraţii privind recuperarea energiei termice reziduale în staţiile de compresoare** 30

Minescu, Fl., Soare Elena **Noi posibilităţi de caracterizare a neuniformităţii mediilor poroase** 33

Nistor, I. **Cercetări privind posibilitatea obţinerii de suporţi minerali pentru fluidele de foraj de tip emulsie inversă din argile româneşti (I)** 39

Stan, Al. D. **Efectul fundaţiei asupra infiltrării gazelor în imobile** . . . 46

Brebeanu, Gh., Savu, C., Neagoe, Şt. **Caracterizarea uleiului de şist** . 49

Informaţii

COLEGIUL DE REDACŢIE

Ing. **VASILE SCRIPAŢ**, preşedinte; dr. ing **GHEORGHE ALDEA**; ing. **ŞTEFAN BENEA**; dr. geol. **IOSIF BERCIA**; ing. **TEODOR BORU**; dr. ing. **GHEORGHE DONŢOV DANU**; dr. ing. **IANCU GEANGĂLĂ**; dr. ing. **FLOREA NEAGU**; ing. **NICOLAE PANTILIE**; **ELENA VRÂNCEANU**, redactor.

REZUMATE

C.Z. 622.272 : 622.33

P o p a, A., G â f - D e a c, I. *Consideraţii asupra elementelor de dificultate în exploatarea stratelor de cărbuni în subteran*

Se prezintă importanţa cunoaşterii structurii stratelor, restricţiile calitative şi de extindere a zăcămintelor, prezentîndu-se un mod original de evaluare a disponibilităţii pentru exploatare. De asemenea, se prezintă cîteva criterii de care trebuie să se ţină seama în etapa actuală pentru valorificarea lungimii abatajelor.

Se scoate în evidenţă faptul că prin înnămolirea cu cenuşă de termocentrală se realizează o mai bună stăpînire a spaţiului exploatat, corelată cu aplicarea pe scară mai largă a mecanizării complexe în condiţii specifice de zăcămînt.

C.Z. 622.26 : 622.281.5

P e t r e s c u, G. ş.a. *Consideraţii privind susţinerea metalică a galeriilor circulare*

Articolul face parte dintr-o serie de studii prin care problemele ridicate de susţinerile inelare compuse din patru arce de cerc sînt examinate din diverse unghiuri şi puncte de vedere care încearcă să prezinte aspecte ale comportării lor.

C.Z. 622.28 : 622. 33

Z a m f i r, V. ş.a. *Analiza poziţională a secţiilor de susţinere mecanizate indigene*

Se prezintă un algoritm pentru analiza poziţională a secţiilor de susţinere mecanizate care au în componenţă patrulater pentru echidistanţare la front. Sînt prezentate rezultatele obţinute în urma analizei poziţionale a unor susţineri mecanizate indigene.

C.Z. 622.253.3 : 621.643 : 620.197

N e a g u, F l. *Protecţia conductelor de îngheţare la rupere*

Urmare experienţei acumulate la săparea puţului de la mina Jugur, judeţul Argeş, autorul prezintă o metodologie de diagnoză a avariei cauzate de ruperea cîtorva coloane de îngheţare şi dă cîteva soluţii de protejare a conductelor de îngheţare.

C o n s t a n t i n e s c u, I., D a r a b o n t, A l. *Combaterea zgomotului şi vibraţiilor la compresoarele de aer cu piston din industria minieră* (I)

În prima paarte a lucrării se analizează sursele de zgomot şi vibraţii ale compresoarelor cu piston, metodologia de măsurare a zgomotului şi vibraţiilor generate de compresoare.

C.Z. 622.61/67 : 662.6 : 620.9

R ă d o i, A. *Economisirea combustibilului şi energiei prin transport neconvenţional în domeniul minier*

C.Z. 553.78 : 621. 51

G â r b u, L., A n a s t a s i u, R. *Consideraţii privind recuperarea energiei termice reziduale la staţiile de compresoare*

C.Z. 622.23.02 : 622.831

M i n e s c u. Fl., S o a r e E l e n a *Noi posibilităţi de caracterizare a neuniformităţii mediilor poroase*

În lucrare sînt trecute în revistă posibilităţile de caracterizare a neuniformităţii mediilor poroase şi se propune introducerea a doi coeficienţi de neuniformitate a structurii spaţiului poros : coeficientul de microrugozitate şi gradul de inseriere.

C.Z. 622.243. 14 : 622.361.1

N i s t o r, I. *Cercetări privind posibilitatea obţinerii de suporţi minerali pentru fluidele de foraj de tip emulsie inversă din argile româneşti (I)*

Utilizînd tehnica difracţiei razelor X prin cristale şi metoda de analiză chimico-spectrală de emisie, au fost investigaţi microstructural doi suporţi minerali, A şi B, precum şi 12 probe de argilă prelevate din diverse cariere din România. Se trage concluzia că cele mai adecvate argile de a fi prelucrate fizico-chimic în vederea obţinerii unor structuri chimico-mineralogice pentru noroaiele de foraj tip emulsie inversă sînt acelea care au în alcătuirea lor, preponderent, reţelele cristaline ale mineralelor argiloase.

C.Z. 628.5 : 621.643 : 620.19

S t a n, A l. D. *Efectul fundaţiei asupra infiltrării gazelor în imobile*

Fundaţia unui imobil are ca efecte o reducere a gradientului de presiune sub care se realizează filtrarea gazelor şi o micşorare a presiunii din exteriorul defectului format pe o conductă. Protecţia unui imobil este mai bună dacă acesta prezintă o fundaţie cît mai adîncă şi, în acelaşi timp, pe cît posibil perfectă.

B r e b e a n u, G h., S a v u C., N e a g o e, Ş t. *Caracterizarea uleiului de şist*

Se prezintă caracteristicile uleiului de şist obţinut prin pirogenarea şisturilor bituminoase într-o instalaţie pilot cu purtător de căldură solid. Analiza chimică a uleiului de şist şi curba de distilaţie STAS indică faptul că acesta prezintă multe caracteristici asemănătoare cu ale ţiţeiului românesc.

CONTENTS

C.Z. 622.272 : 622.33

Popa, A., Gâf-Deac, I. *Considerations upon the elements of difficulty in mining underground coal seams*

The authors present the importance of having an appropriate knowledge of the seam structure, the quality and extention limitations of the deposits, introducing an original way of evaluating the mining availability. Some of the criteria wich have to be taken into account in order to take full advantage of the working length are also presented.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 1, 1987

C.Z. 622.26 : 622.281.5

Petrescu, G. et al. *Considerations regarding the metallic arch support of circular mining galleries*

The paper is one from a series of studies in which the problems raised by ring supports made of four circle arcs are examined from different points of view, with respect to different aspects of their behaviour.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 1, 1987

C.Z. 622.28 : 622.33

Zamfir, V. et al. *Positional analysis of the indigenous mechanized support units*

An algorithm is presented for the positional analysis of the powered support units having in their structure a quadrilater for the equidistance to the face. The results obtained from the positional analysis of indigenous powered supports are presented.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 1, 1987

C.Z. 622.253.3 : 621.643 : 620.197

Neagu, Fl. *Breaking protection of the freezing pipelines*

Based upon experience gained from shaft sinking at Jugur mine, Argeş country, the author presents a diagnose methodology for the failure caused when some of the freezing pipelines broke and gives a few protection tips for them.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 1, 1987

C.Z. 622.233.85 :622.8

Constantinescu, I., Darabont, Al. *Prevention of noise and vibration produced by air compressors in the mining industry*

In the first part of the paper it presents the noise and vibration sources of the piston compressors and the survey methodology for the noise and vibrations generated by compressors.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 1, 1987

C.Z. 622.61/67 : 622.6 : 620.9

Rădoi, A. *Fuel and energy saving by non-conventional transport in mining*

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 1, 1987

C.Z. 553.78 : 621.51

Gârbu, L., Anastasiu, R. *Considerations regarding the recovery of residual thermal energy in compressor stations*

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr.1 , 1987

C.Z. 622.23.02 : 622.831

Minescu, Fl., Soare Elena *New description possibilities for the non-uniformity of porous media*

The paper reviews the description possibilities for the non-uniformity of porous media and introduces two non-uniformity coefficients for its structure.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 1, 1987

C.Z. 622.243.14 : 622.361.1

Nistor, I. *Investigations regarding the possibility of obtaining mineral supports from Romanian clays for inverse emulsion type dirlling muds*

Two mineral supports and 12 clay samples from several quarries of Romania ware investigated by using X-ray crystal diffraction techniques and the emission chemico-spectral analysis. The conclusion was drawn that the clays which are most appropriate for physico-chemical processing in order to obtain chemico-mineralogical structure for inverse emulsion type drilling muds are those which include in their structure mostly crystalline lattices of clayey minerals.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 1, 1987

C.Z. 628.5 : 621 : 643.620.19

Stan, Al. D. *Foundation effects upon gas infiltrations in buildings*

The foundation of a building has as effects the lowering of the pressure gradient under which the gas infiltration is taking place, and a pressure drop outside of a failure occuring on a pipeline. The protection of a building is better achieved if it has a deeper, and also, if possible, a perfect foundation.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 1, 1987

C.Z. 622.337.2

Brebeanu, Gh., Savu, C., Neagoe, Şt. *Characterization of shale oil*

The characteristics of the shale oil obtained by bituminous shale pyrogenation in a pilot station with solid heat carrier are presented. The chemical breakdown of the shale oil and the STAS distribution curve shows that it presents many characteristics similar to those the Romanian crude oil.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 1, 1987

СОДЕРЖАНИЕ

C.Z. 622.272 : 622.33

Попа, А., Гыф-Деак, И. *Соображения о затруднительных элементах при подземной эксплуатации угольных пластов*

Представляется значение знания структуры пластов, качественных ограничений и пределов месторождений, описывая подлинный способ оценки возможности эксплуатации. Тоже, представлено несколько критериев, которые надо учитывать в настоящее время для рационализации длины забоев.

Выявлено, что отложением золы от термоэлектростанции осуществляется лучше контроль разработанного пространства, соотношенный с широким применением комплексной механизации в специфических условиях месторождения.

Ключевые слова: эксплуатация, угольные пласты, структура, способ, критерий, рационализация, комплексная механизация, условия.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 1, 1987

C.Z. 622.26 : 622.281.5

Петреску, Г. и др. *Соображения о металлическом креплении выработок круглого сечения*

Статья принадлежит серии исследований, в которых появляющие вопросы круглых крепей в составе четырёх арок изучены с различных точек зрения, связанных с их устойчивостью во время эксплуатации.

Ключевые слова: соображения, металлические крепи, круглые, выработки, исследование, эксплуатация.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 1, 1987

C.Z. 622.28 : 622.33

Замфир, В. и др. *Позиционный анализ секций отечественных механизированных крепей*

Представляется алгоритм для позиционного анализа секций механизированных крепей в составе раму для ровного расстояния от фронта. Тоже представлены результаты позиционного анализа отечественных механизированных крепей.

Ключевые слова: позиционный анализ, механизированные крепи, алгоритм, ровное расстояние.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 1, 1987

C.Z. 622.253.3 : 621.643 : 620.197

Неагу, Фл. *Защита замораживающих труб от разрыва*

Вследствие приобретенного опыта при проведении ствола на шахте Жугур, уезд Арджеш, автор представляет методику оценки аварии, проведенной разрывом нескольких замораживающих колонн и даёт некоторые решения защиты этих колонн.

Ключевые слова: защита, замораживающие трубы, разрыв, опыт, методика, решения.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 1, 1987

C.Z. 622.233.85 :622.9

Константинеску, И., Дарабонт, Ал. *Подавление шума и вибраций при работе воздушных поршневых компрессоров в горнодовывающей промышленности (I)*

В первой части статьи анализированы источники шума и вибраций поршневых компрессоров, методика измерения шума и вибраций компрессоров.

Ключевые слова: шум, вибрации, подавление, методика, компрессоры, горнодобывающая промышленность.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 1, 1987

C.Z. 622.61/67 :622.6 :620.9

Рэдой, А. *Экономия энергии при некондиционном шахтном транспорте*

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 1, 1978

C.Z. 553.78 : 621.51

Гырбу, Л., Анастасиу, Р. *Соображения о рекуперации отходной термической энергии на компрессорных станциях*

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 1, 1987

C.Z. 622.23 : 02 : 622.831

Минеску, Фл., Соаре Елена *Новые возможности характеризирования неравномерности пористых сред*

В работе выявлены возможности характеризирования неравномерности пористых сред и предлагается использование двух коэффициентов неравномерности структуры пористого пространства.

Ключевые слова: неравномерность, пористые среды, коэффициенты.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 1, 1987

C.Z. 622.243.14 : 622.361.1

Нистор, У. *Исследования возможности получения минеральных носителей для буровых флюидов типа обратной эмульсии из румынских глин*

Используя технику дифракции X-излучения через кристаллы и метод химико-спектрального эмиссионного анализа, были анализированы микроструктуры двух минеральных носителей, а также 12 проб глины, отбранных из различных карьеров Румынии. Самыми подходящими для физико-химической обработки для получения химико-минералогических структур для бурового раствора типа обратной эмульсии являются сети глинистов минералов.

Ключевые слова: исследования, минеральные носители, буровые флюиды, обратная эмульсия, глина, дуфракция, кристаллические сети.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 1, 1987

C.Z. 628.5 : 621.643 : 620.19

Стан, Ал. Д. *Эффект фундамента над инфильтрацией газов в здания*

Эффектом фундамента здания являются сокращение градиента давления инфильтрации газов и понижение давления вокруг дeффекта труба. Защита здания лучше если у него глубокий и, по возможности, совершенный фундамент.

Ключевые слова: эффект, фундамент, инфильтрация газов, дефект, трубы.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 1, 1987

C.Z. 612.227.2

Бребяну, Г., Саву, К., Неагое, Шт. *Характеризирование сланцевого масла*

Представлены характеристики сланцевого масла, полученного пирогенацией битуминозных сланцев в пилотной установке с твёрдым тепловым носителем. Химический анализ сланцевого масла и кривая распределения STAS указывают на то, что это масло имеет много характеристик похожие на характеристики румынских нефтей.

Ключевые слова: сланцевое масло, характеристики, пирогенация, пилотная установка, носитель, химический анализ.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 1, 198/

SOMMAIRE

C.Z. 622.272 : 622.33

Popa, A., Gâf-Deac, I. *Considérations sur les éléments de difficulté dans l'exploitation souterraine des couches de charbon*

On présente l'importance de la connaissance de la structure des couches, les restrictions qualitatives et d'extension des gisements en présentant un moyen original d'évaluation de la disponibilité pour l'exploitation. De même, on présente quelques critères qu'on doit avoir en vue dans l'étape actuelle pour la valorisation de la ongueur des tailles. On met en évidence le fait que par l'embouage avec du cendre de centrale thérmique on réalise une meilleure domination de l'espace exploité, correlée avec l'application sur une plus grande échelle de la mécanisation complèxe dans des conditions spécifiques de gisement.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 1, 1987

C.Z. 622.26 : 622.281.5

Petrescu, G. ş.a. *Considérations concernant le soutènement métallique des galéries minières circulaires*

L'article fait part d'une série d'études dans lesquelles on examine les problèmes soulevés par les soutènements en anneaux composés par quatre arcs de cerele et on essaie de présenter quelques aspects de leur comportement.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 1, 1987

C.Z. 622.28 : 622.33

Zamfir, V. et al. *L'analyse positionelle des séctions de soutènement mécanique indigène*

On présente un algorythme pour l'analyse positionelle des sections de soutènement mécanique qui ont dans leurs composition un quadrilatère pour l'équidistance dans la taille. On présente les résultats obtenus à la suite de l'analyse positionelle de quelques soutènements mécaniques indigènes.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 1, 1987

C.Z. 622.253.3 : 621.643 : 620.197

Neagu, Fl. *La protéction des conduites de congélation contre la rupture*

A la suite de l'experience accumulée au cours du foncage du puits de la mine Jugur, le departement d'Arges, l'auteur présente une méthodologie de diagnostic de l'avarie produite à cause de la rupture de quelques conduites de congélation et donne quelques solutions de protéction des celles-ci.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 1, 1987

C.Z. 622.233.85 :622.8

Constantinescu, I., Darabont, Al. *Le combat contre le bruit et les vibrations des compresseurs d'air à piston, utilisés dans l'industrie minièrre (I)*

Dans la première partie de l'ouvrage on analyse les sources de bruit et de vibrations des compresseurs à piston la méthodologie de mesurage du bruit et des vibrations générés par les compresseurs.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 1, 1987

C.Z. 622.61/67 : 662.6 : 620.9

Rădoi, A. *L'économie du combustible et de l'énergie par le transport non-conventionel dans le domaine minier*

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 1, 1987

C.Z. 553.78 : 621.51

Gârbu, L., Anastasiu, R. *Considérations concernant la récupération de l'énergie thérmique résiduelle aux stations de compresseurs*

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 1, 1987

C.Z. 622.23.02 : 622.831

Minescu, Fl., Soare Elena *Nouvelles possibilités de caractérisation de la non-uniformité des milieux poreux*

On passe en revue les possibilités de caractérisation de la non-uniformité des milieux poreux et on propose l'introduction de deux coéfficients de non-uniformité de la structure de l'espace poreux.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 1, 1987

C.Z. 622.243.14 : 622.361.1

Nistor, I. *Recherches concernant la possibilité d'obtenir des supports minéraux pour les fluides de forage de type émulsion inverse des argiles roumaines*

En utilisant la technique de la diffraction des rayons × parmis les crystaux et la méthode d'analyse chimique-spéctrale d'émission, on a investigué microstructuralement deux supports mineraux, A et B, de même que 12 échantillons d'argile prelevés de différentes carrières de Roumanie. On arrive à la conclusion que les argiles les plus adéquates pour le façonnage de manière physique-chimique en vue d'obtenir des structures chimiques-minéralogiques pour les boues de forage de type émulsion inverse sont celles qui ont dans leur structure, prépondérant, les réseaux crystallins des minéraux argileux.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 1, 1987

C.Z. 628.5 : 621 : 643.620.19

Stan, Al. D. *L'éffet de la fondation sur l'infiltration des gas dans les immeubles*

La fondation d'un immeuble a comme effet la réduction du gradient de pression sous lequel se réalise l'infiltration des gas et la réduction de la pression à l'exterieur de l'avarie produite sur une conduite. La protéction d'un immeuble est meilleure si celle-ci a une fondation plus profonde et, en même temps, tant que possible parfaite.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 1, 1987

C.Z. 622.337.2

Brebeanu, Gh., Savu, C., Neagoe, Şt. *La caractérisation de l'huile de schiste*

On présente les caractéristiques de l'huile de schiste obtenu par la pyrogénation des schistes houillers dans une installation pilote avec un porteur de chaleur solide. L'analyse chimique de l'huile de schiste et la courbe de distribution STAS indiquent le fait que celui-ci présente beaucoup de caractéristiques semblables à celles de l'houille roumaine.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 1, 1987

INHALT

C.Z. 622.272 : 622.33

Popa, A., Gâf-Deac, I. *Betrachungen über die Schwierigkeitselemente in dem Abbau von Kohlenflözen untertage*

Vorgestellt wird die Wichtigkeit der Kenntnisse über die Flözengefüge, die qualitative und raumliche Beschränkugen der Lagerstätten und eine eigene Methode für die Bewertung der Abbauverfügbarkeit. Ebenfalls, werden einige Kriterien die zur Zeit bei der Auswertung der Abbaulänge berücksichtigt werden müssen.

Ausgezeichnet wird dass durch Verschlammung mit Kraftwerkaschen, zusammen mit der Anwendung der komplexen Mechanisierung ,in den spezifischen Lagerstättenbedingungen, eine bessere Beherrschung des Abbauraumes erreicht wird.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 1, 1987

C.Z. 622.26 : 622.281.5

Petrescu, G. et al. *Betrachtungen über den metallischen Ausbau der Strecken mit kreisförmigem Querschnitt*

Der Artikel gehört einer Serie von Studien, wodurch die Probleme der aus vier Kreisbögen bestehenden Ausbauringe, aus verschiedenen deren Verhalten entsprechenden Sichtpunkten überprüft werden.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 1, 1987

C.Z. 622.28 : 622.33

Zamfir, V. et al. *Stellungsanalyse der mechanisierten Ausbaueinheiten inlandischer Herstellung*

Vorgestellt wird ein Algorithmus für die Stellungsanalyse der mechanisierten Ausbaueinheiten, welche in deren Bestand ein Viereck für die Behaltung des Gleichabstandes zum Abbaustoss haben. Vorgestellt werden auch die, Folge der Stellungsanalyse einiger mechanisierten Ausbausrüstungen inlandischer Herstellung erreichten Ergebnisse.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 1, 1987

C.Z. 622.253.3 : 621.643 : 620.197

Neagu, Fl. *Bruchschutz der Gefrierrohrleitungen*

Auf Grund der, während der Schachtsenkung bei der Grube Jugur, Kreis Argeş, gesammelten Erfahrung, stellt der Verfasser eine Diagnosismethodologie für Havarien vor, die von der Zerbrechung einiger Gefrierrohrleitungen verursacht wurden und macht einige Verhüttungsvorschläge.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 1, 1987

C.Z. 622.233.85 :622.8

Constantinescu, I., Darabont, Al. *Die Bekämpfung des Geräusches und der Vibrationen bei den Druckluftverdichtern in der Bergbauindustrie*

In dem ersten Teil des Artikels werden die Geräusch- und Vibrationsquellen der Kolbenverdichter, die Messmethodologien für die von den Verdichtern generierten Geräusche und Vibrationen vorgestellt.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 1, 1987

C.Z. 622.61/67 : 662.6 : 620.9

Rădoi, A. *Brennstoff- und Energiesparungen durch unkonventionellen Transport im Bergbau*

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 1, 1987

C.Z. 553.78 : 621.57

Gârbu, L., Anastasiu, R. *Betrachtungen über die Rückgewinnungen der rückständigen thermischen Energie bei den Kompressorenstationen*

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 1, 1987

C.Z. 622.23.02 : 622.831

Minescu, Fl., Soare Elena *Neue Kennzeichnungsmöglichkeiten der Ungleichmässigkeit poröser Medien*

In dem Artikel werden die Kennzeichnungsmöglichkeiten der Ungleichmässigkeit poröser Media überprüft und die Einführung von zwei Ungleichmässigkeitskoeffizienten der Struktur des porösen Raumes wird vorgeschlagen.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 1, 1987

C.Z. 622.243.14 : 622.361.1

Nistor, I. *Untersuchungen über die Möglichkeit der Herstellung von Mineralträgern für die Bohrflüssigkeiten der Type verkehrter Emulsion aus rumänischen Tonen*

Durch die Anwendung der Kristallenröntgenstrahldiffraktionstechnik und der chemisch-spektralen Emissionsanalyse wurden zwei Mineralträger und 12, aus verschiedenen Tagebauen Rumäniens entnommenen Tonproben mikrostrukturell untersucht. Die Folgerung wird erreicht dass, die Ton die durch physikalisch-chemische Verarbeitung zur Herstellung von chemisch-mineralogischen Strukturen für die Bohrschlämme der Type verkehrter Emulsion am besten sich eignen sind die, die in deren Beschaffenheit, am meisten die Kristallgitter der tonhaltigen Mineralien aufweisen.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 1, 1987

C.Z. 628.5 : 621 : 643.620.19

Stan, Al. D. *Die Wirkung des Fundamentes über die Gasensickerung in Gebäuden*

Das Fundament eines Gabäudes wirkt durch die Reduzierung des Druckgradientes, unter welcher die Gasensickerung stattfindet und die Niedrigung des Druckes am Aussen der auf einer Rohrleitung eingetretenen Störung.Der Schutz eines Gebäudes wird verbessert wenn das Fundament tiefer und gleichzeitig, wenn möglich, einwandfrei ist.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 1, 1987

C.Z. 622.337.2

Brebeanu, Gh., Savu, C., Neagoe, Şt. *Charakterisierung des Schieferöls*

Vorgestellt werden die Charakteristiken des, in einer Pilotanlage mit solidem Wärmeträger durch Pyrogenezersetzung der bituminösen Schiefer erhaltenen Schieferöls. Die chemische Zusammensetzung des Schieferöls und die STAS Verteillungskurve zeigt dass dieser viele ähnlichen Charakteristiken mit denen des rumänischen Erdöls aufweisen.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 1, 1987

Revista MINE, PETROL şi GAZE este editată de Oficiul de informare documentară pentru industria minieră, Bucureşti, Calea Victoriei 220, sector I, cod. 71104. C.P. 22—146, telefon 59.29.75

Tiparul: Întreprinderea poligrafică „Informaţia" str. Brezoianu nr. 23—25 Bucureşti c. 2769

Preţul 13 lei/exemplar

Grafica: A. Socaciu

c. 2769

Considerații asupra elementelor de dificultate în exploatarea stratelor de cărbuni în subteran

Prof. dr. doc. ing. **A. Popa**
Institutul de Mine Petroșani
ing. **I. Gâf-Deac**
Ministerul Minelor, Petrolului și Geologiei

I. Probleme generale

Trăsătura principală a epocii prezente este ritmul înalt de dezvoltare economică și tehnică datorat progresului tehnic. Baza tehnico-materială a economiei este influențată, tot mai mult, de elementele materializate ale științei. Atragerea în circuitul economic a materiilor prime energetice este actuală și hotărîtoare pentru atingerea nivelului de dezvoltare propus în etapa de față și în viitor.

Pe plan mondial, cărbunele trece prin faza în care este reconsiderat ca materie primă energetică de mare importanță.

Ca o dominantă a economiei mondiale unice și contradictorii, cu circuitul său economic larg, se constată în aceste decenii că nivelul cererii de cărbune va fi determinat de raportul dintre prețurile lui și purtătorii de energie electrică și de progres tehnic în ramurile consumatoare a acestei materii energetice.

Pînă în anii 1972—1973 necesarul de cărbune pe plan mondial nu a marcat niveluri spectaculoase. O dată cu criza petrolului, impusă de rațiuni și interese economice proprii marilor țări producătoare de țiței, celelalte economii naționale și-au restructurat profilul în consumatoare mai economicoase, paralel cu intensificarea producției autohtone de hidrocarburi, dar s-a înregistrat și o orientare mai pregnantă spre folosirea, pe scară mai largă, a combustibililor solizi.

Relansarea cărbunelui presupune noi faze, superioare din punct de vedere calitativ în ceea ce privește descoperirea zăcămintelor și, mai ales, perfecționarea metodelor de exploatare.

Considerentele de mai sus scot în evidență mutațiile tehnologice noi care au loc în exploatarea zăcămintelor de cărbuni. Elementele empirice și tehnicile clasice, învechite, sînt înlocuite de concepții științifice noi, împreună cu tehnologii de mecanizare complexă a operațiilor în subteran.

În acest context, în mineritul carbonifer al țării noastre și al altor țări se remarcă apariția unor elemente de dificultate în exploatare, o dată cu atragerea în circuit și a zăcămintelor cu tectonică complicată sau care în alte perioade nu prezentau interes din punct de vedere economic.

La unele mine, o dată cu trecerea la exploatarea în adîncime, condițiile generale prezintă aspecte noi care impun soluții, variante sau alternative originale de exploatare.

Sub acest aspect, studiul elementelor de dificultate în exploatarea stratelor de cărbuni în subteran ușurează acțiunea și găsirea la timp a drumului spre eficiența productivă generală.

II. Structura stratelor și influența acesteia în exploatare

Stratele de cărbuni din România prezintă, în raport cu alte zăcăminte din lume, caracteristici proprii cum sînt :

— extindere dimensională medie;

— așezare genetică în condiții proprii în depozitele sedimentare carpatice;

— dificultăți tectonice suficient de ridicate;

— grad de dificultate relativ ridicat în exploatare.

Elementele geometrice ale stratelor și cele dimensionale ale metodelor de exploatare, împreună cu proprietățile fizico-mecanice, scot în evidență necesitatea abordării complexe, sistemice a potrivirii parametrilor utilajelor cu condițiile de zăcămînt (fig. 1). Cunoașterea structurii lor trebuie mult îmbunătățită atît la nivelele primare și majore, cît și în raportul concordanță sau neconcordanță cu rocile înconjurătoare (fig. 2).

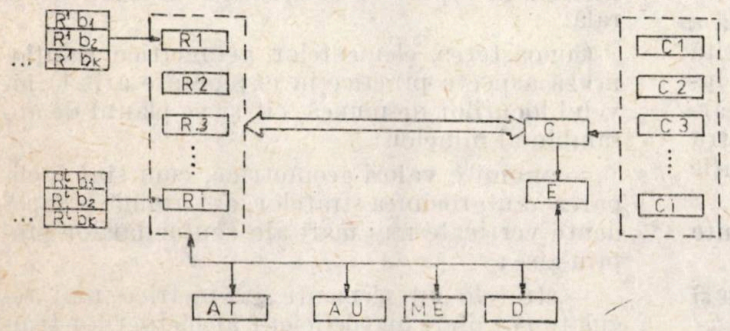


Fig. 1. Cunoașterea proprietăților cărbunilor și rocilor și consecințele acesteia :
R_i — roci ; R_{bk} — roci din diferite zone ; C (C_i) — cărbuni ; E — activitatea de exploatare ; D — dirijarea presiunii ; ME — metode de exploatare ; AU — alegerea utilajelor ; AT — alegerea tehnologiilor ; I — interacțiune.

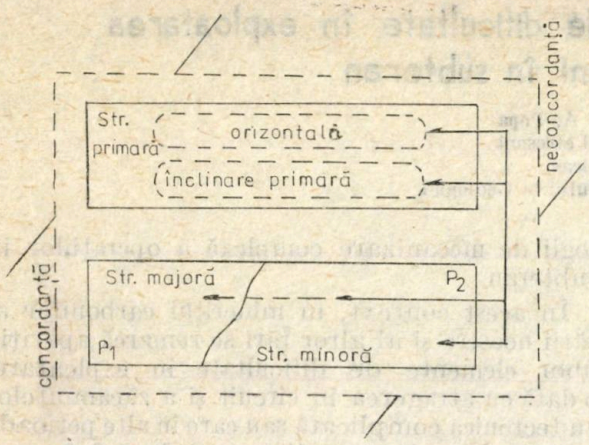


Fig. 2. Reprezentarea de principiu a structurii stratelor de cărbuni în raportul concordanță-neconcordanță cu rocile înconjurătoare și între strate.

Pentru stratele de cărbuni identificarea structurală poate conduce la soluționarea unor aspecte esențiale ale procesului de extracție :

- elementele structurale contribuie la fundamentarea tehnologiilor de exploatare ;
- este necesară stabilirea unor coeficienți de dificultate structurală în exploatare ;
- cunoașterea structurii determină acțiunea în sensul atenuării nepotrivirii între caracteristicile utilajelor și cele ale zăcămîntului ;
- este necesară determinarea din timp și în spațiu, în mod anticipat, a zonelor de mișcare (în special stîlpii de protecție și mișcările lor), ținînd seama de structura stratelor (scufundări, cutări, curbări, alunecări, deformări) ;

— încă nu este elucidat complet cu cît influențează condițiile structurale s c u f u n d a r e a sau d e f o r m a r e a spațiului exploatat ;

— se poate pune pe seama configurației structurale și influențarea direcției de migrare a metanului și chiar pozițiile tot mai mult identificate în subteran de ruptură de strat.

III. Restricții calitative și de extindere a zăcămintelor de cărbuni

Pentru zăcămintele de cărbuni din țara noastră, forma geometrică a stratelor este cunoscută suficient și înrăutățirea gradului de recuperare în exploatare se datorează frecvent tectonicii complicate.

Spre exemplu, cărbunele din partea vestică a Văii Jiului este mai important calitativ datorită proprietăților de cocsificare. Incluziunile și intercalațiile sterile încă înrăutățesc calitatea cărbunilor bruți. Între sarcinile de viitor pentru realizarea calității cărbunelui pot sta în atenție cîteva direcții mai importante :

— reducerea clasei granulometrice mărunte din cărbunele brut ;

— prognoza convergenței pentru prevenirea și rezolvarea surpărilor din abataje ;

— reducerea distanței dintre vîrful grinzilor și frontul de cărbune, de asemenea susținerea tavanului (acoperișului) în cazul frontului talazat sau alunecat ;

— concasarea și încărcarea selectivă.

În ceea ce privește extinderea stratelor se remarcă unele restricții : existența faliilor, lungimi reduse de avansare pe direcție, alte accidente tectonice, mai ales în cazul cărbunelui brun și antracitului.

Elementele geometrice ale stratelor prezintă variații într-o gamă largă.

Pentru un interval de timp, luînd în considerare numai componentele dimensionale, se poate estima pentru lignit și huilă o disponibilitate de punere în valoare a acestor zăcăminte aplicînd relațiile statistice următoare :

$$\bar{L}_i = \frac{\sum_{i,j=1}^{n} L_{ij}}{n} ; \quad \bar{h}_i = \frac{\sum_{i,j=1}^{n} h_{ij}}{n} ; \quad \bar{l}_i = \frac{\sum_{i,j=1}^{n} l_{ij}}{n} \tag{1}$$

cu semnificațiile de lungime ($\bar{L}_i$), grosime ($\bar{h}_i$) și lățime ($\bar{l}_i$).

Totodată, dispersiile respective au forma :

$$S_L^2 = \frac{\sum_{i,j=1}^{n} (L_{ij} - \bar{L})}{n-1} ; \quad S_h^2 = \frac{\sum_{i,j=1}^{n} (h_{ij} - \bar{h}_i)}{n-1} ;$$

$$S_l^2 = \frac{\sum_{i,j=1}^{n} (l_{ij} - \bar{l}_i)}{n-1} . \tag{2}$$

Rezultatele practice evidențiază cîteva aspecte :

- de regulă, lungimea medie de avansare pe direcție în exploatare pentru minele din Valea Jiului (223—250 m) este mult mai redusă decît cea pentru minele din bazinul Olteniei (800 m) ;
- în ansamblu, pentru minele din țara noastră, acest element este mai redus față de situația altor mine pe plan mondial (1 200—1 500 m și mai mult). Acest mod de cuantificare a disponibilității în exploatare a stratelor de cărbune subliniază importanța mărimii elementelor geometrice în raport cu activitatea minieră generală.

Cunoașterea elementelor geometrice soluționează aspecte practice în exploatare atît la nivelul locurilor de muncă, cît și pe planul de ansamblu al minelor :

— anumite valori geometrice, cum sînt înclinarea sau grosimea stratelor, determină componente verticale mai mari ale scufundărilor propriu-zise ;

— stratele cu elemente geometrice mai regulate pot oferi un coeficient al pierderilor tem-

porare sau definitive de zăcămînt mai reduse în exploatare;

— în cazul zăcămintelor de huilă din Valea Jiului, cîmpul de abataj în exploatare este relativ rar împărțit în zone mari adiacente pentru aceleași condiții de exploatare;

— cunoscînd caracteristicile geometrice, se pot alege metodele de exploatare corespunzătoare pentru fiecare zonă cu elemente dimensionale proprii.

Pentru a extinde suprafața cîmpurilor miniere, deci creșterea gradului de valorificare a zăcămintelor de cărbuni, sînt necesare măsuri și acțiuni semnificative, referitoare la:

- îmbunătățirea metodelor de cercetare și cunoaștere prealabilă a zăcămîntului (cercetarea continuității stratelor, foraje de cercetare orientate în limitele stratelor, foraje orizontale și înclinate de mare lungime);
- procedee pentru o mai completă exploatare a zăcămintelor.

Importante resurse pentru rezolvarea restricțiilor de extindere convențională în procesul exploatării zăcămintelor de cărbuni sînt măsurile de creștere a lungimii panourilor și a lungimii fronturilor. Lungirea, scurtarea și rabatarea liniei de front a abatajelor îngreunează exploatarea propriu-zisă.

Pe plan mondial există tendința de creștere a lungimii frontului.

În U.R.S.S. se preconizează o creștere de la 125 la 190 m, iar pentru stratele cu înclinare mică și grosime pînă la 3,5 m să ajungă la 225—250 m.

În R.F.G. lungimea medie de front este 210—213 m, iar în Franța atinge 210 m.

Pe măsura trecerii la exploatare în adîncime, criteriile de verificare privind lungimea optimă a liniei de abataj se diferențiază și se complică tot mai mult.

În funcție de cantitatea de gaz din masiv, verificarea se recomandă și după relația:

$$L_{ab} \leqslant \frac{864 \cdot l_{sd} \cdot v}{p \cdot \gamma \cdot Q_r}, \qquad (3)$$

în care:

L_{ab} este lungimea frontului de abataj;
l_{sd} — lățimea spațiului deschis;
v — viteza aerului;
p — pasul mediu de avansare;
γ — greutatea volumetrică a cărbunelui;
Q_r — debitul relativ de metan.

Modificările temperaturii în adîncime determină verificarea lungimii frontului de abataj și după acest factor prin relația Suchan:

$$t_e = t_r - (t_r - t_i) \cdot e^{-\frac{K_t \cdot S \cdot C_e \cdot L}{60 \cdot Q \cdot \gamma_a \cdot c_p}}, \quad °C \qquad (4)$$

cu semnificațiile:

t_e — temperatura de ieșire a aerului;
t_r — temperatura rocilor;
K_t — coeficient de transfer al căldurii;
S — secțiunea lucrărilor miniere;
C_e — mărimea circuitului echivalent;
L — lungimea lucrărilor miniere;
Q — cantitatea de aer vehiculat;
t_i — temperatura de intrare a aerului;
γ_a — greutatea specifică a aerului;
C_p — căldura specifică a aerului la presiunea constantă.

În această situație verificarea se face după inegalitatea:

$$L_{ab} \leqslant \frac{60 \cdot Q \cdot \gamma_a \cdot c_p \cdot x}{K_t \cdot S \cdot C_e}, \qquad (5)$$

iar din relația (4) se evidențiază formula:

$$e^{-x} = \frac{t_r - t_e}{t_r - t_i}. \qquad (6)$$

Estimarea extinderii zăcămîntului nu se confundă cu posibilitățile de extindere dimensională a unor elemente ale metodelor de exploatare. Dar limitele de extindere a zăcămîntului interesează, în principal, pînă la nivelul la care metodele de exploatare sînt aplicabile și eficiente.

Efectele la suprafață, mai ales în cazul lignitului, se constituie și ele în restricții privind exploatarea pe extindere a zăcămintelor de cărbuni.

Astfel, după ecuația:

$$T_{(p)} = T_{Max} \cdot e^{-\frac{p^2}{2d^2}} \qquad (7)$$

în care:

$T_{(p)}$ — scufundarea sau tasarea în punctul de abscisă p;
T_{Max} — scufundarea maximă;
d — distanța dintre punctul de inflexiune și punctul de scufundare maximă,

se pot deduce efectele exploatării și eventualele deranjamente ce pot fi provocate la suprafață, ceea ce fără măsuri corespunzătoare limitează exploatarea totală pe extindere a zăcămîntului.

IV. Situații favorabile exploatării prin mai buna stăpînire a spațiului exploatat

Pentru condiții dificile de exploatare (restricții geo-miniere și tehnologice), dirijarea spațiului exploatat presupune variante noi, mai sigure și mai eficiente. Rambleierea golurilor persistă încă în schemele tehnologice.

Operațiile de dirijare a rocilor în spațiul exploatat aparent s-au simplificat o dată cu introducerea mecanizării complexe, însă în ansamblul abatajului, legile după care se deplasează și se reașază tavanul în faza dinamică sînt mai complicate.

Tendința actuală este de eliminare, în general, a procedeelor de rambleiere, întrucît acestea se dovedesc destul de scumpe și cu consum de manoperă și energie ridicat.

Pentru exemplificare, în cazul metodelor de exploatare aplicate în Valea Jiului, rambleierea planificată scade anual, ca pondere, în favoarea înnămolirii cu cenușă de termocentrală, astfel:

Specificație	Cantitate/plan anual, m³/1 000 t
Rambleu manual	1,35
Rambleu pneumatic	—
Rambleu hidraulic	4,64
Total rambleu:	6,00
Înnămolire	7,58

Înnămolirea cu cenușă a spațiului exploatat surpat total contribuie, în cazul metodelor de extragere a huilei, la umplerea golurilor între rocile sfărîmate, la stabilizarea tendinței de frecare interioară, deci diminuarea alunecării particulelor din acoperiș, mai ales la lucrul sub tavan artificial. Corespunzător, așezarea rocilor în spațiul explotatat se face fără manifestări exagerate ale presiunii miniere. Înnămolirea cu cenușă, pe lîngă rolul de a consolida spațiul exploatat — deci tavanul artificial —, determină un ecran protector față de condițiile favorizante ale focurilor de mină.

În context, această tendință contracarează în condiții și situații specifice unele aspecte de dificultate în exploatarea zăcămintelor de cărbuni.

V. Cîteva condiții geologico-miniere care impun aplicarea metodelor de exploatare mecanizată

O selecționare a sarcinilor tehnice mai importante pentru deceniul 1980—1990 decurge din răspunsurile la următoarele probleme:

— o identificare și soluționare a celor mai urgente probleme ale întreprinderilor actuale;

— delimitarea procedeelor tehnice și tehnologice care determină costuri ridicate și care sînt în plan să se dezvolte în viitor;

— stabilirea metodelor de exploatare care corespund condițiilor de zăcămînt în etapele viitoare;

— generalizarea și integrarea procedeelor tehnice din diferite bazine miniere sau din alte domenii industriale care pot fi adaptate, aplicate și dezvoltate pentru mineritul carbonifer.

Pe plan național, trecerea la mecanizarea complexă s-a impus, în primul rînd, datorită nevoii de sporire a producției fizice, creșteri productivității și a gradului de securitate a muncii.

Majoritatea echipamentului este de tip susținător-îngrăditor al spațiului exploatat.

Prevenirea surpărilor în abataje reclamă, în acest context, pentru viitor perfecționări în ceea ce privește:

- reducerea distanței între frontul de cărbune și vîrful grinzilor principale ale secțiilor;
- posibilități mai mari de susținere a tavanului în situația frontului taluzat cu cărbune alunecat (desprins);
- necesitatea automatizării pe parcurs a mutării secțiilor;
- tăierea mecanizată mai corespunzătoare pe înclinare;
- stive ușor asamblabile, substanțe chimice cu consolidare rapidă în zonele surpate pe linia complexului mecanizat de abataj.

Traversarea zonelor cu tectonică accentuată reclamă mineritului prezent, utilaje cu puteri mai mari pentru abataje, combine cu tamburi avînd viteza limitată (variabilă) de rotație, de asemenea procedee mai avantajoase pentru derocarea porțiunilor sterile din falii, evitîndu-se dezavantajele date de tăierea cu explozivi între secțiile de susținere.

Metodele de exploatare actuale contribuie și la realizarea condițiilor de muncă printr-un climat minier mai bun.

Mecanizarea complexă trebuie să contribuie la îmbunătățirea calității cărbunelui brut, ceea ce implică perfecționarea susținerii abatajelor pentru evitarea căderilor sterilului din acoperiș și a surpărilor. Aceeași contribuție se poate obține cu susțineri mecanizate avînd portanță mai ridicată, corelate cu evitarea tăierii suplimentare din acoperiș și culcuș.

Concluzii

1. În mineritul cărbunelui din țara noastră și al altor țări au apărut elemente de dificultate în exploatare o dată cu atragerea în circuitul economic a unor zăcăminte cu tectonică complicată sau care în trecut nu prezentau interes și posibilitate tehnică pentru valorificare.

2. Cunoașterea structurii stratelor din punctul de vedere al dificultăților de exploatare trebuie mult îmbunătățită la nivelele primare și majore, cît și în raportul concordanță sau neconcordanță cu rocile înconjurătoare.

3. Periodic este necesară evaluarea disponibilității de exploatare a zăcămintelor de cărbuni pe baza unor relații statistice și, în funcție de valorile obținute, se stabilesc elementele geometrice ale metodelor de exploatare.

4. Pe măsura trecerii la exploatarea în adîncime și în zone puternic afectate tectonic, criteriile de verificare pentru lungimea optimă a liniei de abataj se diferențiază și devin mai complexe.

5. Operaţiile de dirijare a rocilor în spaţiul exploatat aparent s-au simplificat, o dată cu introducerea susţinerii mecanizate, însă în ansamblul abatajului, legile după care se deplasează acoperişul în fază dinamică sînt mai complicate.

6. Se remarcă tendinţa înlocuirii treptate a rambleului cu cenuşa de termocentrală şi alte substanţe injectate în spaţiul exploatat, datorită rolului lor multiplu atît tehnologic, cît şi în creşterea gradului de securitate a zăcămîntului.

7. Sarcinile tehnice de viitor se pot rezolva pentru mineritul carbonifer numai impunînd aplicarea unor metode de exploatare mecanizată în strînsă legătură cu condiţiile specifice de zăcămînt.

Consideraţii privind susţinerea metalică a galeriilor miniere circulare

Conf. dr. ing. **G. Petrescu**, asist. ing. **D. Ilincioiu**
Universitatea din Craiova

dr. ing. **C. Păsărin**, ing. **D. Plăvicheanu**
I.C.I.T.P.M.L. Craiova

I. Introducere

După cum este cunoscut, susţinerea galeriilor miniere circulare se realizează prin structuri metalice inelare formate din profile SG sau TH, decapate în patru arce cu unghiul la centru mai mare de 90°, suprapuse la capete şi îmbinate cu ajutorul bridelor poziţionate la 45° faţă de diametrul vertical, respectiv cel orizontal (fig. 1).

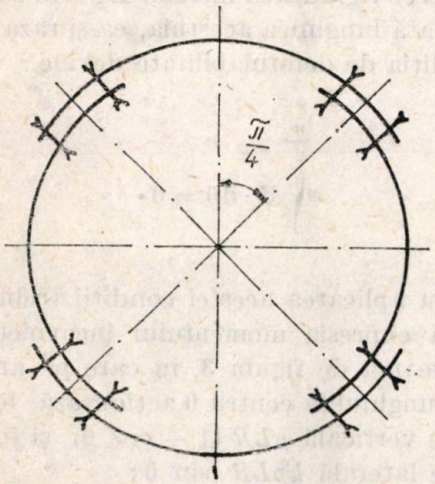


Fig. 1

O asemenea structură de susţinere şi-a dovedit eficienţa în urma unei folosiri îndelungate şi se caracterizează prin unele avantaje foarte importante, cum ar fi : simplitatea constructivă, simplitatea şi uşurinţa operaţiilor de montare, respectiv de demontare, preţ de cost scăzut, capacitatea portantă suficient de mare, mai ales dacă este raportată la cantitatea de material ce intră în compunerea unui singur inel.

Susţinerea de acest tip este foarte convenabilă pentru acele exploatări la care condiţiile geologo-miniere sînt caracterizate prin valori destul de scăzute ale diverşilor parametri, în primul rînd a presiunii rocilor din masiv.

Dar nevoile dezvoltării economiei naţionale şi ale asigurării independenţei energetice a patriei noastre au impus extinderea exploatărilor miniere în zone cu condiţii tot mai dificile, fapt care a atras după sine consecinţa că susţinerile galeriilor sînt solicitate la presiuni tot mai mari. Ca urmare, au fost efectuate destul de multe studii, teoretice şi experimentale, cu scopul de a îmbunătăţi structurile existente sau a găsi noi variante care să corespundă exigenţelor sporite întîlnite în noile exploatări.

Problema nu este deloc simplă, ca dovadă că nici pînă în prezent nu s-au putut găsi soluţii pe deplin mulţumitoare.

De aceea, prezentul articol este conceput ca începutul unei serii de studii prin care problemele ridicate de susţinerile inelare, compuse din patru arce de cerc, sînt examinate din diverse unghiuri şi puncte de vedere, care încearcă să surprindă diversele aspecte ale comportării lor.

II. Structura de bază

Prin structură de bază se înţelege un inel simplu, continuu (fig. 2), cu care urmează să fie comparate toate variantele luate în considerare, în vederea estimării eficienţei acestora.

La o asemenea structură se consideră raza medie R şi cîmpul de armare L (intervalul dintre două inele consecutive măsurat în lungul axei galeriei). În acest caz, inelul este solicitat de sarcina verticală pL (exprimată pe unitatea de lungime a diametrului orizontal), respectiv sarcina orizontală kpL (exprimată pe unitatea de lungime a diametrului vertical), în care p este presiunea rocilor înconjurătoare, iar k este coeficientul presiunii laterale, cu valori variabile

între 0 și 1, în funcție de condițiile geologo-miniere și stadiul de exploatare al galeriei.

Au fost notate cu *1*... *4* principalele secțiuni ale structurii de bază.

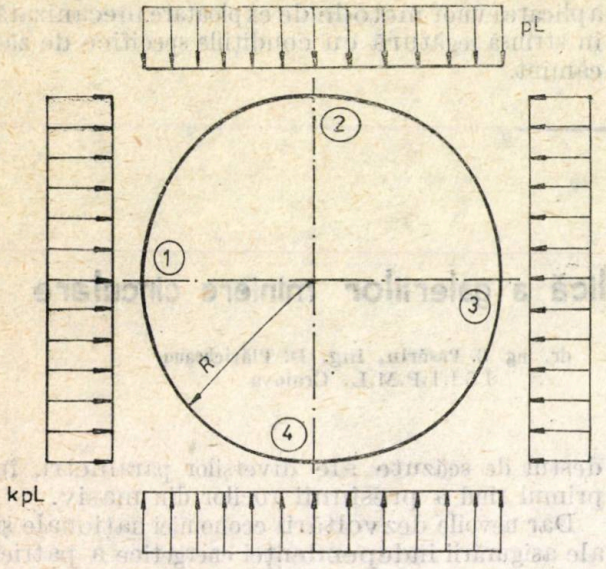


Fig. 2

La această structură urmează să se determine diagramele de variație și valorile extreme ale eforturilor secționate, valori de care depinde capacitatea sa portantă.

III. Ridicarea nedeterminării structurii de bază

Structura de bază este dată static nedeterminată, după cum rezultă din figura 3, în care, ținînd seama de proprietățile de simetrie, s-a reținut doar un sfert al construcției.

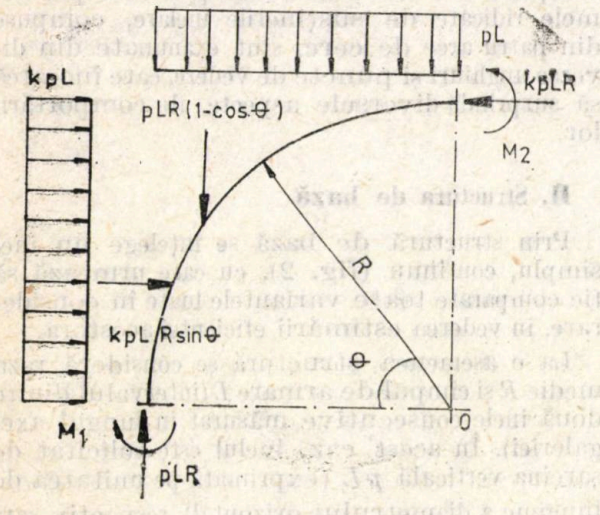


Fig. 3

Din condițiile de echilibru, ale sfertului de inel, se obțin eforturile axiale din secțiunile 1 și 2, egale cu pLR, respectiv cu $kpLR$. Forțele tăietoare din aceste secțiuni sînt nule, ca efect al simetriei constructive și de încărcare. În schimb, momentele încovoietoare M_1 și M_2 sînt necunoscute. Unul dintre ele va fi calculat dintr-o condiție de deformabilitate a inelului, iar celălalt din condiția de echilibru de momente.

Pentru aceasta, se ține seama de faptul că secțiunile *1* și *2*, care sînt perpendiculare, înainte de deformarea inelului, rămîn perpendiculare și după deformare. Această condiție se poate scrie astfel :

$$\Delta \frac{\pi}{2} = \int_0^{\frac{\pi}{2}} \frac{M \cdot ds}{EI} = 0, \qquad (1)$$

în care :

M este expresia analitică a momentului încovoietor într-o secțiune curentă a inelului, secțiune poziționată prin unghiul θ ;

ds — elementul de arc, egal cu $R \cdot d\theta$;

EI — rigiditatea inelului la încovoiere.

Deoarece rigiditatea inelului EI este constantă pe toată lungimea acestuia, ca și raza medie R, condiția de deformabilitate devine :

$$\int_0^{\frac{\pi}{2}} M \cdot d\theta = 0. \qquad (2)$$

Pentru aplicarea acestei condiții trebuie explicitată expresia momentului încovoietor M, ținînd seama de figura 3, în care pe arcul de cerc cu unghiul la centru θ acționează forța de presiune verticală $pLR\ (1 - \cos\theta)$ și forța de presiune laterală $kpLR \cdot \sin\theta$;

$$M = M_1 + pLR \cdot R\,(1 - \cos\theta) - pLR\ (1 - \cos\theta)\frac{R\,(1 - \cos\theta)}{2} - kpLR \sin\theta \frac{R \sin\theta}{2}. \qquad (3)$$

După efectuarea calculelor, momentul încovoietor, din secțiunea curentă, se obține sub forma cea mai simplă :

$$M = M_1 + \frac{1-k}{2} pLR^2 \cdot \sin^2\theta \qquad (4)$$

și se înlocuiește în condiția (2):

$$\int_0^{\frac{\pi}{2}} M \cdot d\theta = \int_0^{\frac{\pi}{2}} \left[M_1 + \frac{1-k}{2} pLR^2 \cdot \sin^2 \theta \right] d\theta =$$

$$= \left| M_1 \theta + \frac{1-k}{2} pLR^2 \left(\frac{\theta}{2} - \frac{1}{4} \sin 2\theta \right) \right|_0^{\frac{\pi}{2}} =$$

$$= M_1 \frac{\pi}{2} + \frac{1-k}{2} pLR^2 \frac{\pi}{4}, \qquad (5)$$

de unde rezultă:

$$\boxed{M_1 = -\frac{1-k}{4} pLR^2}. \qquad (6)$$

IV. Calculul eforturilor secționale

Ținînd seama de relațiile (4) și (6), expresia momentului încovoietor, din secțiunea curentă a inelului, devine:

$$M = -\frac{1-k}{4} pLR^2 + \frac{1-k}{2} pLR^2 \cdot \sin^2 \theta, \qquad (7)$$

sau:

$$\boxed{M = -\frac{1-k}{4} pLR^2 (1 - 2\sin^2 \theta)}. \qquad (8)$$

Pentru $\theta = \frac{\pi}{2}$ se obține valoarea momentului încovoietor din secțiunea 2:

$$\boxed{M_2 = +\frac{1-k}{4} pLR^2}. \qquad (9)$$

Deci momentele încovoietoare din secțiunile inelului situate pe diametrul orizontal, respectiv cel vertical, sînt egale, dar opuse ca semn.

Cu alte cuvinte, în cazul în care coeficientul presiunii laterale $k < 1$, inelul se deformează astfel încît devine eliptic, cu axa mare dispusă pe orizontală.

Dacă unele condiții locale particulare impun o presiune laterală mai mare ca cea verticală ($k > 1$), ovalitatea inelului se face exact invers și momentele încovoietoare din secțiunile *1* și *2* schimbă semnul.

Tot pe baza figurii 3 se poate calcula forța axială din secțiunea curentă:

$$N = -pLR \cdot \cos\theta + pLR(1 - \cos\theta) \cdot \cos\theta - kpLR \cdot \sin\theta \cdot \sin\theta; \qquad (10)$$

sau:

$$N = -pLR \cdot \cos^2\theta - kpLR \cdot \sin^2\theta, \qquad (11)$$

respectiv:

$$\boxed{N = -pLR + (1-k)\, pLR \cdot \sin^2\theta}. \qquad (12)$$

Similar, forța tăietoare se calculează din relația:

$$T = pLR \cdot \sin\theta - pLR(1 - \cos\theta) \cdot \sin\theta - kpLR \cdot \sin\theta \cdot \cos\theta, \qquad (13)$$

care se pune sub forma:

$$\boxed{T = (1-k)\, pLR \cdot \sin\theta \cdot \cos\theta}. \qquad (14)$$

V. Diagramele de variație pentru eforturile secționale

Pentru a putea urmări variația eforturilor secționale pe un sfert de inel, se iau pentru k valorile 0; 0,5; 1, iar pentru unghiul θ valorile 0; $\pi/4$; $\pi/2$. Rezultatele sînt redate în tabelul 1, unde valorile forței axiale și forței tăietoare au fost împărțite prin factorul comun pLR, iar valorile momentului încovoietor prin pLR^2.

Tabelul 1

θ, rad.		0	$\pi/4$	$\pi/2$
$\frac{N}{pLR}$	$k = 0$	−1	−0,5	0
	$k = 0,5$	−1	−0,75	−0,5
	$k = 1$	−1	−1	−1
$\frac{T}{pLR}$	$k = 0$	0	+0,5	0
	$k = 0,5$	0	+0,25	0
	$k = 1$	—	0	0
$\frac{M}{pLR^2}$	$k = 0$	−0,25	0	+0,25
	$k = 0,5$	−0,125	0	+0,125
	$k = 1$	0	0	0

Reprezentarea grafică a acestor valori conduce la diagramele de variație ale eforturilor secționale, pe un sfert de inel, redate în figura 4. Pentru restul inelului, diagramele se completează în

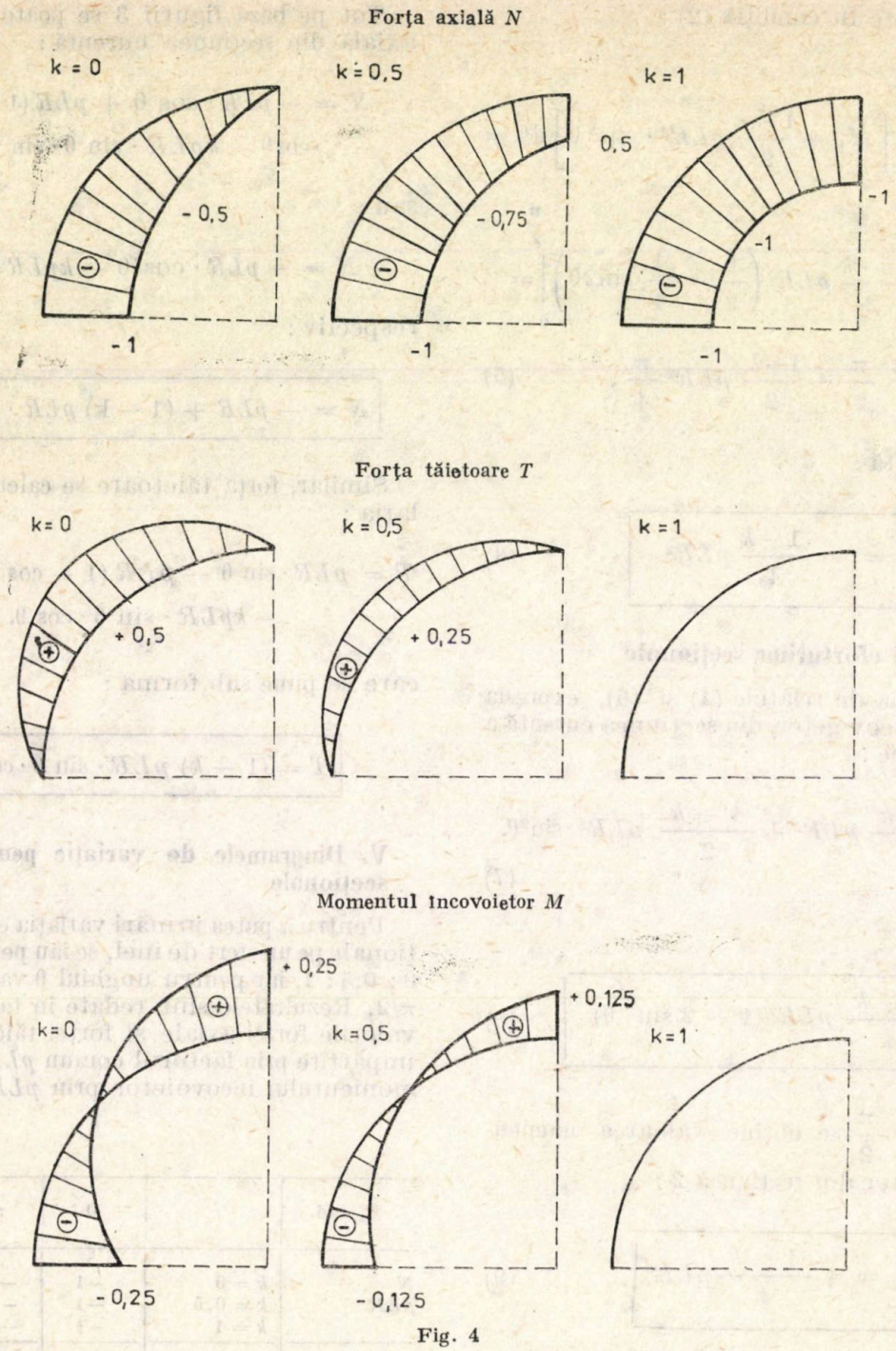


Fig. 4

mod corespunzător, ținînd seama de simetria sau antisimetria eforturilor secționale respective.

VI. Observații și concluzii

Din analiza diagramelor se vede că, pe măsură ce presiunile verticală și laterală tind să se egalcze ($k \to 1$), forța axială tinde să devină uniformă pe toată circumferința inelului, în timp ce forța tăietoare și momentul încovoietor tind să se anuleze.

Cu alte cuvinte, la o presiune uniformă (situația caracteristică pentru inel situat într-un mediu plastic) susținerea tinde să fie solicitată numai la compresiune pură. Acest lucru este avantajos deoarece încovoierea este o solicitare mult mai periculoasă decît solicitarea de compresiune.

De asemenea, se observă că în secțiunile situate la 45° forța axială crește pe măsură ce rocile înconjurătoare devin tot mai plastice (N variază de la $-0,5$ la -1, pentru un k ce variază de la 0 la 1). Rezultă o tendință tot mai

pronunţată de alunecare a profilelor în zona de îmbinare cu bride şi, implicit, nevoia de a se efectua o strîngere mai puternică a piuliţelor de la bride.

În cazurile în care presiunea verticală este diferită de cea orizontală, momentul încovoietor are valori maxime în secţiunile situate pe diametrul orizontal, respectiv vertical. În schimb, momentul încovoietor are valoare nulă în secţiunile situate la 45°, faţă de diametrele vertical şi orizontal. Altfel spus, acolo unde secţiunea inelului real este întărită prin efectul suprapunerii profilelor şi strîngerii cu bride, momentul încovoietor este nul, dar are valori maxime acolo unde secţiunea lui este formată dintr-un singur profil.

Un calcul efectuat de colectivul de autori a arătat că momentul de inerţie al secţiunii inelului real, în zona de suprapunere a profilelor, este de 2,44 ori mai mare decît momentul de inerţie din zonele cu profil simplu.

Această constatare reflectă principalul dezavantaj al susţinerilor metalice inelare, formate din patru arce de profil. Ar fi raţional ca inelul să prezinte un moment de inerţie mai mare în secţiunile 1, 2, 3 şi 4 (fig. 2), respectiv mult mai mic în secţiunile situate la 45°.

Articolele următoare vor lua în considerare şi acest aspect, arătînd influenţa întăririi profilului prin dublare asupra capacităţii portante a acestuia.

Bibliografie

[1] Buzdugan, Gh. *Rezistenţa materialelor*. Ed. Academiei R.S.R., Bucureşti, 1986.

[2] Mocanu, R. *Rezistenţa materialelor*. Ed. tehnică, Bucureşti, 1980.

[3] Covaci, St., Bădulescu, N. *Exploatări miniere în subteran. Exemple de calcul*. Ed. tehnică, Bucureşti, 1982.

[4] Popescu, Al. *Metode de calcul al stabilităţii lucrărilor miniere subterane şi dimensionarea pilierilor de siguranţă*. O.D.P.T. — M.M.P.G., Bucureşti, 1973.

Analiza poziţională a secţiilor de susţinere mecanizate

Conf. dr. ing. V. Zamfir, prof. dr. ing. N. Iliaş, şef. lucr. ing. I. Andraş
Institutul de Mine Petroşani
dr. ing. Al. Scroban
CCSITUM Satu Mare

I. Introducere

În prezenta lucrare se prezintă o metodologie pentru analiza poziţională a secţiilor de susţinere mecanizate care au în componenţă patrulater articulat pentru echidistanţare la front, folosite cu precădere în abatajele cu front lung din ţara noastră.

Folosirea mecanismului patrulater în componenţa secţiilor de susţinere mecanizate reprezintă un salt calitativ în construcţia şi performanţele acestui utilaj prin aceea că s-a dat stabilitate secţiei la împingerile pe direcţie orizontală şi totodată se asigură translatarea grinzii de tavan pe direcţie, paralelă cu linia frontului.

Lucrarea de faţă îşi propune să pună la îndemîna proiectanţilor şi inginerilor din exploatările miniere, mai multe amănunte privind mecanismul patrulater şi analiza poziţională a secţiei, pentru a se putea stabili uşor parametrii privind traiectoria descrisă de vîrful grinzii de tavan, posibilităţile de împachetare ale secţiei, poziţia limită cînd susţinerea este complet extinsă.

II. Tipul mecanismului patrulater de ghidare din componenţa secţiilor de susţinere mecanizate

Pentru a cunoaşte tipul mecanismului patrulater din componenţa secţiilor de susţinere mecanizate, trebuie prezentate mai întîi posibilităţile de configuraţie pe care le are mecanismul patrulater plan articulat, în general. Prin urmare, considerăm necesar, mai întîi, analiza mecanismului patrulater plan.

Patrulaterele plane articulate se împart în două tipuri.

1. *Patrulatere de tip complex*, la care suma dintre latura cea mai mică şi cea mai mare este mai mică sau egală cu semiperimetrul. În cazul inegalităţii, patrulaterul se numeşte de tip complex normal, iar în cazul egalităţii se numeşte patrulater de tip complex isoscel.

2. *Patrulatere de tip simplu*, la care suma menţionată este mai mare decît semiperimetrul.

Patrulaterele de tip complex sînt de trei categorii, după poziţia pe care o ocupă, faţă de bază, latura cea mai mică. Astfel, cînd latura cea mai mică este adiacentă, mecanismul patrulater este cu manivelă şi balansier. Cînd latura cea mai scurtă este opusă bazei, mecanismul patrulater este dublu-balansier. Cînd latura cea mai mică este bază, mecanismul patrulater este cu dublă-manivelă (fig. 1).

Patrulaterele de tip simplu sînt numai de tipul cu dublu-balansier, indiferent de aşezarea laturii celei mici (fig. 2).

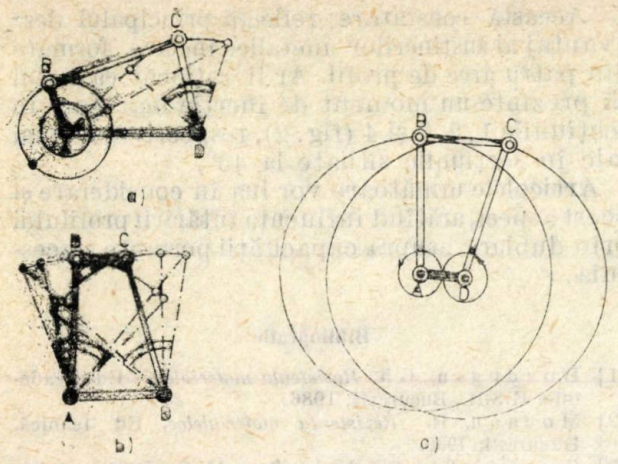


Fig. 1. Mecanismele provenite din patrulaterul tip complex

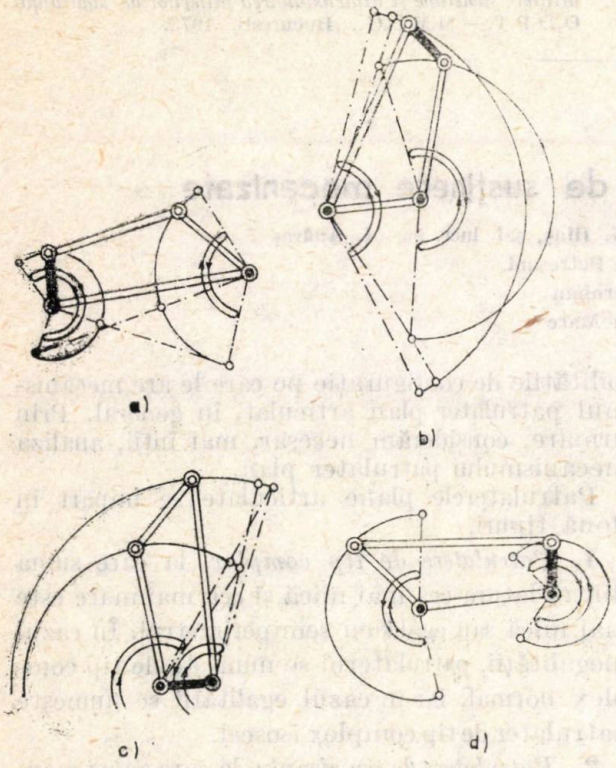


Fig. 2. Mecanismele dublu-balansier provenite din patrulaterul tip simplu

III. Condițiile de existență ale manivelei. Teorema lui Grashof

O problemă importantă în studiul mecanismului patrulater o constituie condiția în care mecanismul permite rotirea unuia dintre elementele legate la bază cu un unghi de 360°, adică elementul respectiv să fie manivelă.

La patrulaterul din figura 3 s-au notat cu a, b, c și d cele patru laturi în care d este baza. Cu φ și ψ s-au notat unghiurile de poziționare a laturilor a și respectiv c față de latura d. Pentru ca latura a să fie manivelă, este necesar și suficient să se poată constitui patrulaterul $ABCD$ pentru orice valoare a unghiului $0 \leqslant \varphi \leqslant 360°$.

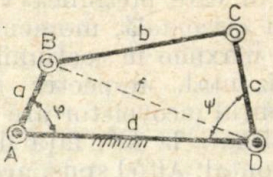


Fig. 3. Teorema lui Grashof

Dînd o anumită valoare arbitrară unghiului φ, rezultă poziția laturii AB și pentru a constitui patrulaterul trebuie să se construiască mai întîi triunghiul BCD. Latura BD, notată cu f, se determină din triunghiul BAD cu relația:

$$f^2 = a^2 + d^2 - 2ad\cos\varphi. \tag{1}$$

Pentru ca triunghiul BCD să poată fi construit, este necesar și suficient ca:

$$|b - c| \leqslant f \leqslant b + c, \tag{2}$$

sau, ridicînd la pătrat, se obține:

$$(b - c)^2 \leqslant f^2 \leqslant (b + c)^2. \tag{3}$$

Ținînd seama de (1), inegalitățile (3) se pot scrie sub forma:

$$a^2 + d^2 - 2ad\cos\varphi \leqslant (b + c)^2; \tag{4}$$

$$a^2 + d^2 - 2ad\cos\alpha \leqslant (b - c)^2. \tag{5}$$

Dacă inegalitățile (4) și (5) vor fi satisfăcute pentru orice valoare a unghiului φ, înseamnă că patrulaterul se poate construi pentru orice valoare a unghiului φ și deci latura a este manivelă.

Se vede ușor că valoarea maximă a membrului stîng pentru inegalitatea (4) are loc pentru $\cos\varphi = -1$, iar pentru inegalitatea (5), valoarea minimă a membrului stîng se obține pentru $\cos\varphi = 1$. Prin urmare, condițiile de manivelă (4) și (5) capătă aspectul:

$$a^2 + d^2 + 2ad \leqslant (b + c)^2; \tag{6}$$

$$a^2 + d^2 - 2ad \geqslant (b - c)^2, \tag{7}$$

sau:

$$(a + d)^2 \leqslant (b + c)^2; \tag{8}$$

$$(a - d)^2 \geqslant (b - c)^2. \tag{9}$$

După extragerea rădăcinii pătrate, relația (8) ia forma :

$$a + d \leqslant b + c. \tag{10}$$

Inegalitatea (9) se pune sub forma :

$$(a - d)^2 - (b - c)^2 \geqslant 0, \tag{11}$$

care se descompune în :

$$(a - d + b - c)\ (a - d - b + c) \geqslant 0. \tag{12}$$

Pentru ca produsul (12) să fie pozitiv, trebuie ca ambii termeni ai produsului să fie de același semn.

Ipoteza 1. *Ambii termeni sînt pozitivi.* Inegalitatea (12) se poate scrie :

$$a - d + b - c \geqslant 0; \tag{13}$$

$$a - d - b + c \leqslant 0. \tag{14}$$

Inegalitățile (10), (13), (14), scrise sub forma, :

$$d + a \leqslant b + c; \tag{15}$$

$$d + c \leqslant a + b; \tag{16}$$

$$d + b \leqslant a + c, \tag{17}$$

exprimă condiția de existență a manivelei.

Adunînd aceste inegalități între ele, două cîte două, rezultă : $d \leqslant b$, $d \leqslant c$, $d \leqslant a$, ceea ce reprezintă prima condiție : ca latura d să fie cea mai mică.

Dacă această condiție este satisfăcută, dintre cele trei inegalități (15), (16) și (17) două sînt automat satisfăcute și anume acelea unde în primul membru figurează latura cea mai mică d cu una din laturile mijlocii. Rămîne să fie satisfăcută și a treia inegalitate, unde în primul membru figurează latura cea mai mică și cea mai mare, iar în membrul al doilea, laturile mijlocii. Această a doua condiție, care arată că suma dintre latura cea mai mică și cea mai mare trebuie să fie mai mică sau egală cu suma celorlalte două, este echivalentă cu condiția ca suma dintre latura cea mai mică și latura cea mai mare să fie mai mică decît semiperimetrul și exprimă că patrulaterul trebuie să fie de tip complex.

Sistemul de inegalități (15), (16) și (17) este simetric față de a și c, ceea ce înseamnă că și latura c este manivelă și, prin urmare, se poate formula o primă regulă :

R_1. *Cînd latura cea mai scurtă este bază, patrulaterul de tip complex formează mecanisme dublu-manivelă* (fig. 1 *c*).

Ipoteza 2. Reluînd sistemul inițial (10) și (12), scriind condiția ca *ambii termeni* ai produsului *să fie negativi*, rezultă :

$$a + d \leqslant b + c; \tag{18}$$

$$a + b \leqslant c + d; \tag{19}$$

$$a + c \leqslant b + d. \tag{20}$$

Sistemul (18), (19), (20) este identic cu sistemul (15), (16), (17), avînd schimbată litera d cu a.

Concluziile trase anterior pentru latura d sînt valabile acum pentru litera a. Prin urmare, va trebui ca patrulaterul să fie de tip complex, iar latura a să fie latura cea mai mică.

Spre deosebire de sistemul (15), (16) și (17), care este simetric față de laturile a și c, sistemul (18), (19) și (20) nu mai este simetric față de a și c și deci, în ipoteza a doua, latura a este manivelă, iar latura c nu mai este — este balansier. Prin urmare, se mai pot formula următoarele reguli :

R_2. *Cînd latura cea mai scurtă este adiacentă bazei, patrulaterul de tip complex formează mecanisme manivelă-balansier avînd latura cea mai scurtă manivelă* (fig. 1 *a*);

R_3. *Cînd latura cea mai scurtă este biela, patrulaterul de tip complex formează mecanisme dublu-balansier*, deoarece acest caz nu se încadrează nici în ipoteza 1 și nici în ipoteza 2 (fig. 1 *b*).

În concluzie : Natura mecanismului format de un patrulater de tip complex depinde numai de poziția laturii celei mai scurte.

În ceea ce privește mecanismul patrulater simplu, el nu îndeplinește condiția cerută, pentru manivelă, ca suma dintre latura cea mai scurtă și latura cea mai lungă să fie mai mică decît semiperimetrul.

De aici, se poate formula regula :

R_4. *Patrulaterul de tip simplu nu poate forma decît mecanisme dublu-balansier, oricare ar fi ordinea așezării laturilor.*

Ca o concluzie generală, se pot formula următoarele observații :

O_1. Într-un patrulater plan, condiția ca unul dintre unghiurile lui să poată varia pînă la 360° este ca patrulaterul să fie de tip complex, iar vîrful respectiv să fie una dintre extremitățile laturii mici.

O_2. Într-un patrulater de tip complex există două articulații de rotație completă, care sînt cele două extremități ale laturii mici ; în patrulaterul de tip simplu nu există nici o articulație cu rotație completă.

O_3. La un patrulater de tip complex, laturile corespunzătoare articulației de rotație completă se rotesc continuu, în același sens una față de cealaltă. Pentru articulațiile care nu sînt de rotație completă, unghiul celor două elemente nu poate lua decît anumite valori, iar rotația lor relativă nu este continuu în același sens.

IV. Calculul unghiului de oscilație al balansierului. Puncte moarte

Se consideră patrulaterul de tip complex cu laturile a, b, c, d. Latura cea mai mică a este manivelă, latura b — bielă, latura d — bază și latura c — balansier (fig. 4). Se cere unghiul de oscilație al balansierului c.

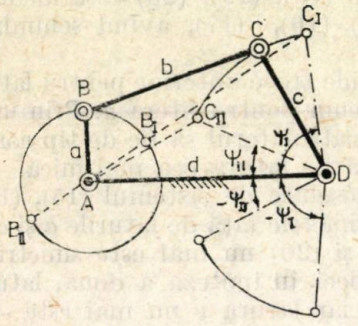


Fig. 4. Mecanism manivela-balansier

Existența patrulaterului este dată de relațiile (4) și (5) :

$$a^2 + d^2 - 2ad \cos \varphi \leqslant (b + c)^2;$$

$$a^2 + d^2 - 2ad \cos \varphi \leqslant (b - c)^2,$$

unde unghiul φ este format din laturile a și d.

În mod analog se construiesc, prin simetrie, relațiile pentru unghiul ψ format de laturile c și d (schimbînd pe a cu c) :

$$c^2 + d^2 - 2cd \cos \psi \leqslant (a + b)^2; \quad (20)$$

$$c^2 + d^2 - 2ad \cos \psi \leqslant (b - a)^2; \quad (21)$$

Din aceste relații rezultă :

$$\cos \psi \geqslant \frac{c^2 + d^2 - (a + b)^2}{2cd}; \quad (22)$$

$$\cos \psi \geqslant \frac{c^2 + d^2 - (b - a)^2}{2cd}. \quad (23)$$

Valorile maxime și minime $\psi_{max} = \psi_I$, $\psi_{min} = \psi_{II}$ ale unghiului ψ, date de relațiile (22) și (23), sînt :

$$\cos \psi_I = \frac{c^2 + d^2 - (a + b)^2}{2cd} \quad (24)$$

și :

$$\cos \psi_{II} = \frac{c^2 + d^2 - (b - a)^2}{2cd} \quad (25)$$

determină intervalul $\psi_{II} \leqslant \psi \leqslant \psi_I$ de variație între care oscilează balansierul.

Din relațiile (24) și (25) rezultă unghiurile ψ_{max} și ψ_{min} care se determină din triunghiurile limită AC_1D și AC_2D. Punctele C_1 și C_2 se numesc puncte moarte.

În patrulaterul complex normal, cu latura cea mai mică a, există relațiile :

$$-1 < \frac{c^2 + d^2 - (a + b)^2}{2cd} < +1 \quad (26)$$

și :

$$-1 < \frac{c^2 + d^2 - (a - b)^2}{2cd} < +1. \quad (27)$$

Prin urmare, avînd în vedere relațiile (24) și (25), la un mecanism patrulater plan de tip complex nici unul dintre unghiurile ψ_I și ψ_{II} nu iau valorile extreme zero sau 180° și, ca urmare, balansierul c oscilează în intervalul închis ψ_I, ψ_{II} sau $-\psi_I$, $-\psi_{II}$ și nu este posibilă trecerea dintr-un interval în celălalt.

V. Mecanismul patrulater plan dublu-balansier

Mecanismul patrulater dublu-balansier poate proveni :

— dintr-un mecanism patrulater complex, cînd latura cea mai mică este bielă (fig. 1 *b*);

— dintr-un mecanism patrulater simplu, care dă numai mecanisme dublu-balansier, oricare ar fi ordinea laturilor (fig. 2).

Ambele mecanisme transmit mișcarea de oscilație de la un balansier la celălalt. Există totuși o deosebire fundamentală între cele două tipuri de mecanisme dublu-balansier, deoarece patrulaterul de tip complex are două articulații de rotație completă, iar patrulaterul simplu nu are nici una (Observația O_2).

Prin urmare, numai în mecanismul dublu-balansier provenit din patrulater complex, biela se poate roti complet față de balansier. În figura 5 se arată configurațiile succesive ale unui astfel de mecanism.

Unghiurile de balans ale mecanismului dublu-balansier, provenit din patrulater complex, se calculează cu relațiile (24) și (25) pe baza figurii 6, în care, pozițiile extreme (moarte), au biela suprapusă peste unul din balansiere :

$$\cos \psi_I = \frac{c^2 + d^2 - (a + b)^2}{2cd},$$

$$\cos \psi_{II} = \frac{c^2 + d^2 - (b - a)^2}{2cd}.$$

Mecanismul dublu-balansier, provenit din patrulater simplu, funcționează ca în figura 2, după poziția laturii celei mai scurte, față de bază.

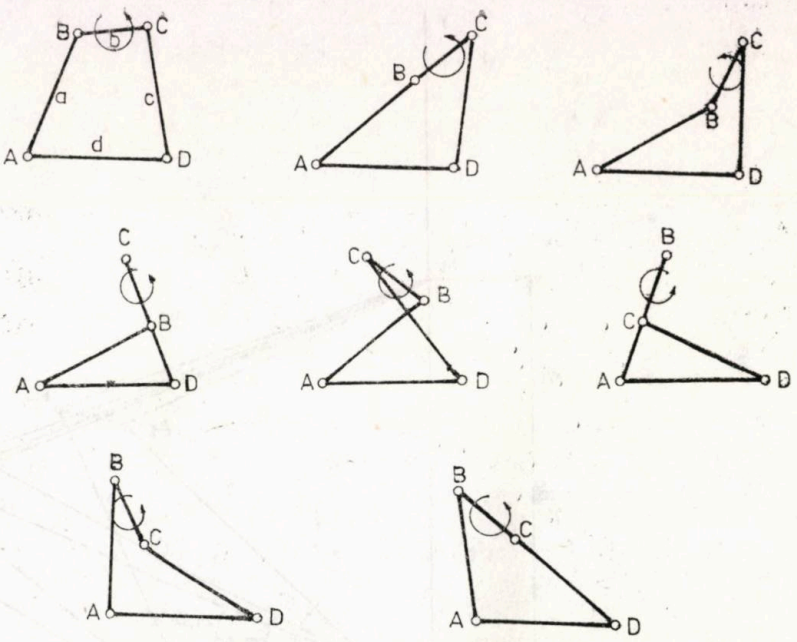


Fig. 5. Configurațiile succesive ale unui mecanism dublu-balansier provenit din patrulater complex

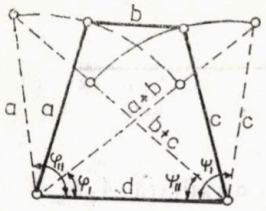


Fig. 6. Unghiurile de balans ale mecanismului dublu-balansier provenit din patrulater complex

VI. Analiza mecanismelor patrulatere din componența unor susțineri mecanizate miniere indigene

Conform cu cele arătate mai sus, referitor la tipul mecanismului patrulater, mecanismele de ghidare, din componența secțiilor de susținere mecanizate indigene, se încadrează în categoria mecanismelor patrulatere de tip complex normale (tab. 1).

VII. Analiza pozițională a mecanismului patrulater. Curba erorilor de ghidare

Așa cum s-a menționat mai sus, mecanismele patrulatere folosite la susținerile mecanizate sînt de tip complex normale, dublu-balansier (latura mică este opusă bazei).

Elementul bielă poate avea contur triunghiular cu deschiderea în sus, în jos sau degenerat la segmentul de dreaptă B_1A_1M (fig. 7).

Tabelul 1

Susținerea		Elementele mecanismului, mm				Perimetrul: $P=a+b+c+d$, m	$a+b$, mm	$a+b<\frac{P}{2}$	Tipul patrulaterului
Schema	Tipul	a	b	c	d				
Fig. 6.	SMA–PH1	580	174	430	334,5	1 523,5	759	759 < 761,5	Complex normal
	SMA–PH2	800	300,2	630	519,23	2 249,43	1 100,2	1 100,2<1 124,71	
	SMA–PH1M	580	179	430	334,5	1 523,5	759	759 < 761,5	
	CMA–PL	945	252	830	403,8	2 430,8	1 197	1 197 <1 215,4	
	CMA–2T	815	600	680	875	2 970	1 415	1 415 <1 485	
	CMA–2	910	684,6	680	1 080	3 354,6	1 594,6	1 594,6<1 677,3	
	CMA–3	585	664,79	545	721,28	2 516,07	1 249,79	1 249,79<1 258,03	
	CMA–4L	1 200	353,4	1 150	590,6	3 249	1 553,4	1 553,4 <1 647	
	SMA–2	1 260	330	1 150	623,9	3 363,9	1 590	1 590 <1 681,95	
	SMA–5H	1 345	382,42	1 200	662,58	3 590	1 727,42	1 727,42<1 795	

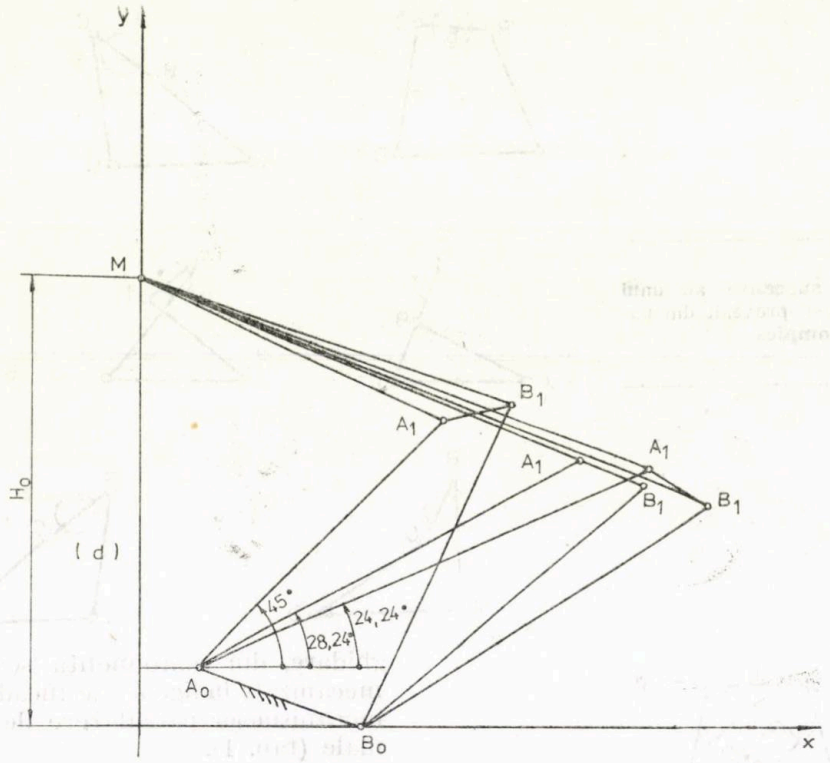


Fig. 7. Configurația bielei A_1B_1M

Analiza pozițională își propune determinarea pozițiilor elementelor mecanismului și a traiectoriilor punctelor de pe elemente cînd unghiul unei laturi legate la bază variază în intervalul α_{min} și α_{max}. Dintre punctele mecanismului, interesează punctul M de pe bielă, care trebuie să genereze o traiectorie cît mai apropiată de o dreaptă verticală.

Cu notațiile din figura 8 se determină următoarele.

1. Unghiul γ din triunghiul elementului bielă:

$$\gamma = \arccos \frac{A_1M^2 + A_1B_1^2 - B_1M^2}{2\,A_1M \cdot A_1B_1}.$$

2. Unghiul auxiliar β, suplimentul unghiului de pantă al bazei:

$$\beta = \pi - \operatorname{arc\,tg} \frac{Y_{A_0} - Y_{B_0}}{X_{A_0} - X_{B_0}}.$$

3. Unghiul de pantă minim și maxim pentru latura A_0A_1:

$$\alpha_{min} = \arccos \frac{(A_0A_1 + A_1B_1)^2 + A_0B_0^2 - B_0B_1^2}{2\,(A_0A_1 + A_1B_1) \cdot A_0B_0} - \beta;$$

$$\alpha_{max} = \arccos \frac{A_0A_1^2 + A_0B_0^2 - (B_0B_1 + A_1B_1)^2}{2\,A_0A_1 \cdot A_0B_0} - \beta.$$

4. Distanța auxiliară A_1B_0:

$$A_1B_0 = \sqrt{(X_{A_1} - X_{B_0})^2 + (Y_{A_1} - Y_{B_0})^2}.$$

5. Unghiul auxiliar Ω suplimentar unghiului de pantă pentru dreapta B_0A_1.

$$\Omega = \pi - \operatorname{arc\,tg} \frac{Y_{A_1} - Y_{B_0}}{X_{A_1} - X_{B_0}}; \text{ pentru } X_{A_1} > X_{B_0};$$

$$\Omega = \frac{\pi}{2}; \; X_{A_1} = X_{B_0};$$

$$\Omega = \operatorname{arc\,tg} \frac{Y_{A_1} - Y_{B_0}}{X_{B_0} - X_{A_1}}; \text{ pentru } X_{A_1} < X_{B_0}.$$

6. Unghiul ζ dintre A_1B_0 și A_1B_1 în triunghiul variabil $B_0A_1B_1$:

$$\zeta = \arccos \frac{A_1B_0^2 + A_1B_1^2 - B_0B_1^2}{2\,A_1B_0 \cdot A_1B_1}.$$

7. Unghiul de pantă φ, pentru latura bielă A_1B_1:

$$\varphi = \zeta - \Omega.$$

8. Coordonatele articulației mobile A_1:

$$X_{A_1} = X_{A_0} + A_0A_1 \cos \alpha;$$
$$Y_{A_1} = Y_{A_0} + A_0A_1 \sin \alpha.$$

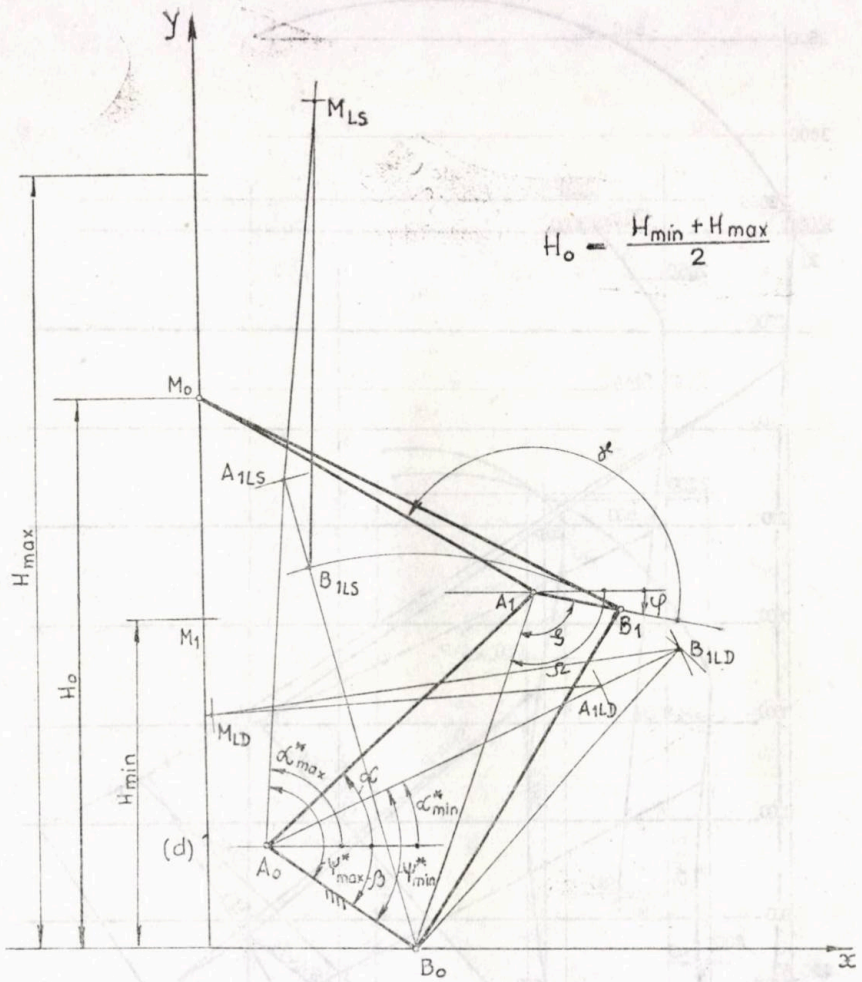


Fig. 8. Analiza mecanismului patrulater

9. Coordonatele articulației mobile B_1:

$$X_{B_1} = X_{A_1} + A_1B_1 \cos \varphi;$$
$$Y_{B_1} = Y_{A_1} + A_1B_1 \sin \varphi.$$

10. Coordonatele punctului de ghidare M:

$$X_M = X_{A_1} + A_1M \cos (\varphi + \gamma);$$
$$Y_M = Y_{A_1} + A_1M \sin (\varphi + \gamma).$$

Rezultatele analizei poziționale

Dacă sistemul de referință se alege cu axa Y suprapusă pe direcția de ghidare d ($M \in d$), atunci valorile coordonatei X_M reprezintă valorile erorilor de la traiectoria dreaptă verticală a punctului M, fiind ușor ca pe baza acestora să se recomande limitele de înălțime de funcționare a susținerii.

Rezultatele obținute, folosind algoritmul de mai sus, la analiza cu ajutorul calculatorului a susținerilor SMA—P2H; SMA—2; SMA—4L; SMA—PL sînt trecute în figura 9 (în figură se găsesc trasate cele patru mecanisme împreună cu traiectoriile descrise de punctul M trasor).

Din listingul realizat și din figura 9 se deduc următoarele.

1. Pentru SMA—P2H (curba 1)

Înălțimile de lucru garantate (prospect): $H_{min} = 0{,}8$ m; $H_{max} = 2{,}2$ m.

Înălțimea medie rezultă:

$$H_0 = \frac{H_{min} + H_{max}}{2} = \frac{0{,}8 + 2{,}2}{2} = 1{,}5 \text{ m}.$$

Considerînd că la înălțimea medie $H_0 = 1{,}5$ m, punctul de ghidare M trebuie să aibă eroarea zero de la traiectoria dreaptă, se pot trage următoarele concluzii.

a. Susținerea funcționează bine pe înălțimea 300 — 1 800 mm, avînd erorile de:

la 300 mm — 35 mm;
la 1 800 mm — 75 mm.

b. Susținerea se retrage accentuat de la front cînd funcționează peste înălțimea de 1 800 mm

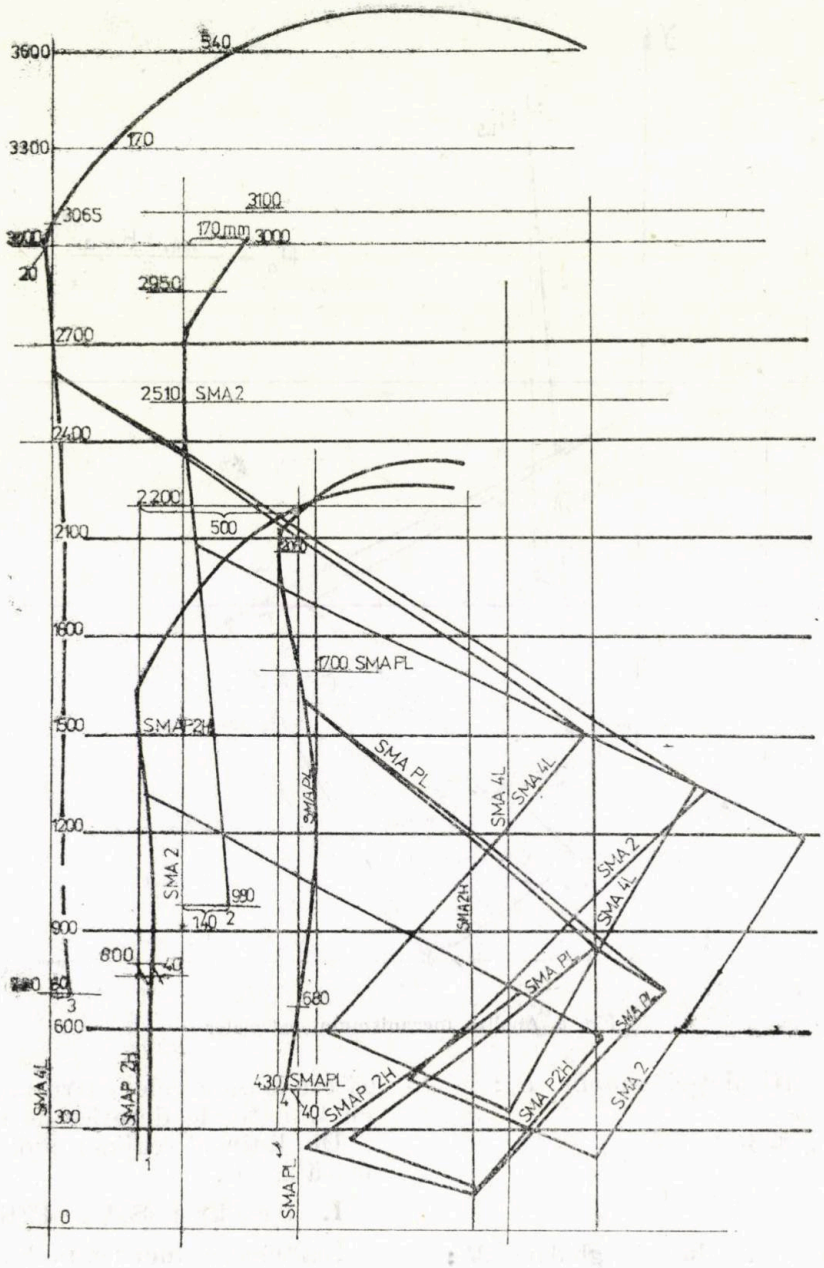


Fig. 9. Curbele de bielă pentru susținerile SMA-P2H, SMA—2, SMA—4L, SMA—PL

(la înălțimea de 2 200 mm are o retragere de la front (eroare) de 500 mm).

c. Susținerea SMA—P2H, de la înălțimea $H = 1\,640$ mm, începe să se retragă foarte accentuat de la front.

d. Susținerea SMA—P2H are punctele de pe bielă coliniare (A_1, B_1, M).

2. Pentru SMA—2 (curba 2)

Înălțimile de lucru garantate (prospect): $H_{min} = 2{,}0$; $H_{max} = 3{,}1$ m.

Înălțimea medie rezultă:

$$H_0 = \frac{H_{min} + H_{max}}{2} = \frac{2 + 3{,}1}{2} = 2{,}51 \text{ m}.$$

Față de verticala pentru punctul de cotă $H_0 = 2{,}51$ m de pe curba erorilor, pentru SMA — 2 există următoarele abateri și se pot trage următoarele concluzii.

a. Susținerea funcționează, la înălțare, de la cota minimă cu ușoară tendință de apropiere spre front astfel:

- la cota minimă posibilă de 980 mm susținerea este retrasă de la front cu distanța de 140 mm;
- pe măsură ce susținerea se ridică, ea se apropie de front, astfel încît la înălțimea medie de $H_0 = 2{,}51$ m, atinge frontul (eroare zero), de la care se deplasează aproximativ paralel cu frontul pînă la înălțimea $H = 2\,700$ mm. De la

această înălțime, începe să se retragă de la front, atingînd la cota $H = 3\,000$ mm o eroare de 170 mm și la 3100, o retragere de circa 250 mm.

b. Susținerea SMA — 2 are punctele de bielă (A_1, B_1, M) coliniare.

3. Pentru SMA—4L (curba 3)

Înălțimile de lucru garantate (prospect): $H_{min} = 1{,}8$ m; $H_{max} = 3{,}6$ m.

Înălțimea medie :

$$H_0 = \frac{H_{min} + H_{max}}{2} = \frac{1{,}8 + 3{,}6}{2} = 2{,}7 \text{ m}.$$

Față de verticala pentru punctul de cotă $H_0 = 2{,}7$ m, situat pe curba erorilor, susținerea SMA—4L se comportă astfel.

a. Susținerea se deplasează aproximativ paralel cu linia frontului în poziție retrasă față de aceasta de la cota 720 mm, pînă la cota de 2 400 mm, avînd o eroare de la verticală sub 60 mm, valoarea atinsă la cota minimă $H^*_{min} = 720$ mm. De la cota $H = 2\,400$ mm, la care eroarea este de 30 mm, susținerea se apropie de front atingîndu-l la cota de 2 700 mm (eroare zero). Peste cota de 2 700 mm, susținerea depășește linia frontului, pătrunzînd în el circa 20 mm la cota de 3 000 mm, de la care începe să se retragă ușor, tăind linia frontului la cota $H = 3\,065$ mm (eroare zero), de la care începe să se retragă vertiginos față de linia frontului, înregistrînd o eroare de 170 mm la cota de 3 300 mm și de 540 mm la cota $H_{max} = 3\,600$ mm.

b. SMA—4L are biela de formă triunghiulară cu deschiderea în sus.

4. Pentru SMA—PL (curba 4)

Înălțimile de lucru garantate prin prospect $H_{min} = 1{,}2$ m; $H_{max} = 2{,}2$ m.

Înălțimea medie :

$$H_0 = \frac{H_{min} + H_{max}}{2} = \frac{1{,}2 + 2{,}2}{2} = 1{,}7 \text{ m}.$$

a. Pentru susținerea SMA—PL curba erorilor se încadrează într-un interval cu mărimea de 115 mm.

b. Față de verticala dusă din punctul M de pe curba erorilor de la cota $H_0 = 1{,}7$ m se pot face următoarele observații :

* Înălțimile minime geometric posibile ale susținerii (fără stîlpi hidraulici).

• la înălțimea $H^*_{min} = 430$ mm, punctul M se află la distanța de 40 mm față de linia frontului înspre front ;

• la înălțarea de la $H^*_{min} = 430$ mm, susținerea se retrage ușor, atinge linia frontului la înălțimea $H = 680$ mm, continuă să se retragă atingînd la înălțimea $H = 1\,200$ mm valoarea maximă de retragere de 55 mm ; de la acest punct, susținerea începe să se apropie de linia frontului pe care o atinge la cota $H_e = 1\,700$ mm ; de la cota de 1 700 mm susținerea depășește (înspre front) linia frontului față de care are o abatere de 60 mm la cota de $H = 2\,060$ mm ; de la acest punct începe să se retragă, atingînd din nou linia frontului la cota $H = 2\,175$ mm ; de la acest punct retragerea continuă și atinge la cota maximă din prospect $H_{max} = 2\,200$ mm o eroare de 25 mm ; de la acest punct, susținerea se retrage de la linia frontului, vertiginos.

c. Pentru SMA—PL biela are formă triunghiulară, cu deschiderea în sus.

Concluzii

În baza celor de mai sus, se pot desprinde următoarele concluzii finale.

1. Susținerile mecanizate indigene păstrează paralelismul traiectoriei punctului M cu linia frontului avînd, față de aceasta (considerată verticală), abateri acceptabile.

2. În general, toate susținerile studiate au ușoară tendință de apropiere față de linia frontului.

3. Susținerea SMA—P2H este recomandată pentru înălțimi pînă la $H_{max} = 1\,800$ mm la care eroarea este de 75 mm. Peste această înălțime erorile sînt mai mari, iar la înălțimea $H_{max} = 2\,200$ mm, ea se retrage de la linia frontului cu 500 mm, ceea ce este mult.

4. Susținerea SMA—2 este recomandată pentru înălțimi pînă la $H_{max} = 2\,850$ mm, la care eroarea este de 75 mm ; la înălțimea maximă de $H = 3\,000$ mm, eroarea este de 170 mm, care poate fi acceptabilă în anumite cazuri.

Bibliografie

[1] Zamfir, V. *Algoritm pentru sinteza poziționlă a mecanismului patrulater din componența secțiilor de susținere mecanizată*. Contract nr. 1/1985, U.A.S.C.—I.M.P. și C.C.S.I.T.U.M. Satu Mare, Filiala Petroșani.

[2] Manolescu, N. I. ș.a. *Teoria mecanismelor și a mașinilor*. Ed. didactică și pedagogică, București, 1974

Protecţia conductelor de îngheţare la rupere*)

Dr. ing. Fl. Neagu

Extinderea procesului de îngheţare a rocilor la lucrările inginereşti subterane — mine, tuneluri ş.a. — este însoţită de apariţia a noi probleme tehnologice, condiţionate, la rîndul lor, de noile valori pe care le capătă factorii dimensionali ai procesului de foraj, de schimb de căldură, de modificări de stare a mediului alcătuit din roci puternic acvifere.

Coloana de îngheţare — elementul constructiv al schimbătorului subteran de căldură — formată dintr-un burlan metalic prin care circulă agentul frigorific, lucrează în regim termic şi de efort mecanic variabil, începînd de la coborîrea ei în gaura de sondă şi pînă la oprirea lucrărilor de săpare şi la eventuala ei extragere. Dacă eforturile mecanice la care este supusă coloana în cursul funcţionării ei nu depăşesc capacitatea ei portantă — rezistenţa ei mecanică — atunci ea va rămîne nevătămată şi îşi va îndeplini rolul. Dacă însă eforturile provocate de fenomenele termomecanice din masivul de roci îngheţate vor supune coloana de îngheţare la solicitări ce-i depăşesc capacitatea ei portantă, atunci pot apărea ruperi de coloană, pierderi de agent frigorific ce provoacă avarii tehnice cu urmări ce pot merge pînă la compromiterea lucrării. La adîncimi de săpare prin procedeul îngheţării artificiale a rocilor acvifere ce nu depăşesc 150—200 m, deformările mecanice provocate de îngheţarea rocilor sînt suportate relativ uşor de portanţa burlanelor metalice, întrucît aceste deformări au valori ce se menţin în domeniul deformărilor elastice din coloană. La adîncimi mai mari de peste 200—250 m şi în condiţii de umiditate ridicată a masivului de roci îngheţate, eforturile la care sînt supuse coloanele de îngheţare pot provoca deformări ce depăşesc zona deformărilor elastice şi atunci apar ruperi de coloană. Aceste procese, explicabile, de altfel, sub aspect calitativ şi al desfăşurării lor fizico-mecanice, atîta timp cît n-au provocat ruperea coloanelor n-au fost studiate şi, după cîte cunoaştem, n-au fost luate în calcule la ingineria acestui procedeu [1]. Spargerile de coloane, adesea întîlnite şi consemnate în istoria acestor lucrări, au fost considerate accidente fără caracter tipic. Cu timpul însă, şi pe măsura creşterii adîncimilor de lucru prin îngheţarea artificială a rocilor, practica industrială s-a confruntat cu ruperea conductelor şi a şi provocat la reflecţii ce au dus chiar la unele explicaţii şi soluţii preventive [2]. Tot practica industrială la săparea puţului la mina de lignit Jugur, judeţul Argeş, ne-a determinat, prin ruperea cîtorva coloane de îngheţare, la diagnoza avariei şi la căutarea soluţiei de protejare a sondelor de îngheţare.

Caracteristicile principale ale proiectului puţului, săpat prin profilul geologic arătat în figura 1, sînt următoarele :

— diametrul de săpare, 6,0—7,2 m ;
— diametrul liber, 5,0 m ;
— adîncimea, 402 m ;

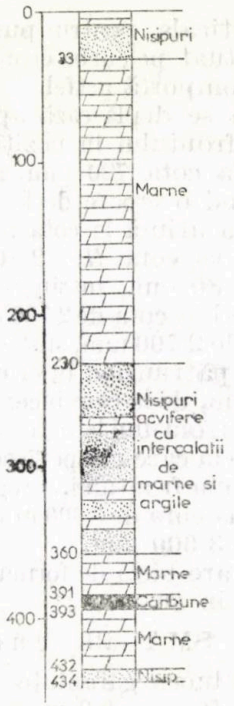


Fig. 1. Coloană litologică

— numărul sondelor de îngheţare, 27 ;
— coloana de îngheţare, 177,8/157,1 mm, oţel J-55.
  - greutatea liniară, 43,34 kg/m ;
  - presiunea critică ext., 380 kg/cm² ;
  - sarcina critică la tracţiune, 191 t ;
  - greutatea coloanei în aer, 16,2 t.

Accidentul tehnic de rupere a coloanelor de îngheţare s-a desfăşurat în decursul a două luni de iarnă, în apropierea frontului de săpare a puţului, la adîncimea de 220—250 m de la suprafaţă şi s-a manifestat prin pierderea saramurii din staţia frigorifică şi prin apariţia saramurii în frontul puţului. S-au rupt consecutiv cinci coloane din cele 27, ameninţînd astfel oprirea sau chiar compromiterea lucrării de construcţie a puţului. Pentru a preveni şi exclude asemenea evenimente periculoase şi costisitoare trebuiau eliminate cauzele lor. Dar, la rîndul lor, cauzele pentru a fi combătute trebuiau cunoscute. Ac-

*) Publicat în revista Уголь, nr. 9, 1986.

cesul direct din frontul de săpare la două din cele cinci sonde avariate a arătat că ruperea coloanelor avusese loc la îmbinare prin smulgerea burlanului din mufă cu 30—50 mm. Procesul s-a provocat deci, de întinderea coloanei metalice cu eforturi unitare ce au depășit portanța la forfecare a filetului de îmbinare. Întinderea coloanei se datora suspendării ei în gaura de sondă, contractării împiedicate la punerea în circulație a refrigerentului cu temperatură negativă, întinderii coloanei metalice o dată cu alungirea cilindrului de rocă înghețată și încovoierii burlanelor în zona de săpare. Tensiunile mecanice provocate de fiecare din procesele enumerate mai sus sînt de întindere și în anumite condiții se însumează, iar valoarea tensiunii sumare poate atinge și întrece portanța coloanei metalice. Cum se știe [2] portanța coloanei metalice la îmbinări este 60—70% din portanța burlanelor. Tocmai aici au cedat cele cinci coloane avariate și tot aici puteau fi smulse din filet și celelalte 22 coloane rămase încă în funcțiune de n-ar fi fost luate măsuri de preîntîmpinare a ruperii coloanelor de înghețare.

Evaluarea stării de tensiune în coloană

Diagnosticul procesului de rupere a coloanelor trebuia cuantificat. Deși starea tensională a coloanei este unitară, evaluarea mărimii acestei stări s-a făcut pe componente de cauză : întinderea coloanei suspendate la gura puțului σ_1, întinderea provocată de contracția împiedicată σ_2, întinderea provocată de dilatarea masivului de rocă σ_3, întinderea ca efect al încovoierii burlanului în zona de săpare ca urmare a deformării elasto-plastice a peretelui protector de rocă înghețată σ_4. Variația cu adîncimea a celor patru componente, ca și suma lor, este redată în figura 2.

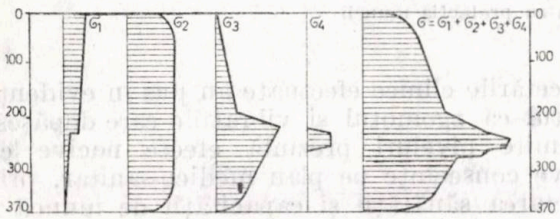


Fig. 2. Epura tensiunilor

Așa cum se vede și din reprezentarea grafică a tensiunii sumare σ, aceasta atinge valori maxime în zona 220—240 m, tocmai în zona unde au și început a ceda coloanele.

Valoarea maximă a tensiunii de întindere, calculată prin însumarea tensiunilor parțiale σ_1, σ_2, σ_3, σ_4, atinge $2\,745 \frac{daN}{cm^2}$, cam de două ori peste limita de curgere a oțelului J-55 din care erau fabricate burlanele. Deși această evaluare a fost făcută în condiții simplificatoare, ea are, însă, virtutea că ne indică zona de mărime maximă a eforturilor unitare și este confirmată de procesele reale.

Cuantificarea diagnostică a avut principala calitate că ne-a arătat nu numai modul de lucru al coloanei de înghețare — tensiune de întindere — ci ne-a călăuzit și căutările spre partea constructivă a demersului ingineresc, și anume căutarea modalității practice de a elibera coloana metalică de masivul înghețat, fie și numai pentru scurt timp.

Este locul să susținem explicația lui Skums I. N. [2] care presupune că ruperea burlanelor s-ar datora încastrării burlanelor de înghețare în masivul de rocă ce se dilată σ_2, deși el lasă la o parte celelalte componente ale tensiunii de întindere σ_1, σ_3, σ_4 la care ne-am referit mai înainte. Eliberarea coloanei din menghina masivului înghețat același autor a realizat-o în mod inventiv prin ungerea coloanei de înghețare cu vaselină de o anume consistență și proprietăți termo-unguente, care să-i confere ușurință în alunecarea permanentă în gaura de sondă plină cu noroi de foraj înghețat. De aceea se face recomandarea ca acest unguent să se așeze pe burlanul metalic în două strate : primul de 1—1,5 mm grosime, iar cel de-al doilea de 3—5 mm grosime. Soluția este desigur ingenioasă și sigură. Ea are însă neajunsul că diminuează funcțiunea principală a coloanei de înghețare — transferul termic — datorită conductivității termice a unguentului mult reduse, de 8—10 ori mai mică în comparație cu roca acviferă înghețată. Se mai cunosc și alte soluții inginerești de a mări capacitatea de alunecare a coloanei. Una din ele, cea a lui Mancovschi G. I. [2] prevede inele din bronz, aluminiu sau cupru la mufele de îmbinare și care preiau deformările pieselor de oțel.

La puțul Jugur, la care ne referim, nu se mai putea practica nici una din soluțiile cunoscute, deoarece coloanele de înghețare erau coborîte de doi ani în găurile de sondă și nu mai puteau fi extrase pentru a putea lucra fie cu vaselină, fie în orice alt mod. Unica soluție fezabilă cu efect practic, salvator a fost transformarea noroiului de foraj înghețat pe suprafața burlanului metalic în unguent, astfel ca garnitura de burlane de înghețare să poată aluneca în gaura de sondă și a se detensiona. Numai prin topirea apei din noroiul de foraj se poate face din el un unguent, cu toate avantajele ce decurg de aici.

Topirea noroiului de foraj, pe o grosime de cîțiva milimetri, pe întreaga suprafață exterioară a coloanei de înghețare, a putut fi realizată prin încălzirea saramurii circulate în sondă. Observațiile directe asupra deplasării coloanei metalice ca urmare a glisării ei în gaura temporar dezghețată au confirmat, fără drept de tăgadă, mișcarea coloanei în gaura de sondă și

detensionarea ei. Aceste observaţii s-au făcut într-o nişă (fig. 3) săpată din frontul puţului la două din sondele nedefectate, supuse testării. La una dintre aceste sonde, la un regim de circulaţie a saramurii încălzite la +30 °C, pe timp de 5 ore, reperul supus observaţiei optice la cota de — 261 m s-a deplasat cu 10 mm, iar la cea de-a doua noroiul de foraj lichid a coborît în nişa de observaţie după ce coloana metalică a fost văzută cu ochiul liber că glisează în timpul topirii noroiului. Ipotezele formulate în diagnosticul avariei fiind verificate, s-a trecut la detensionarea tuturor sondelor de îngheţare prin procedeul arătat: topirea noroiului de foraj îngheţat pe suprafaţa exterioară a coloanei metalice, în scopul transformării lui în soluţie unguentă pe o durată de cîteva minute [3]. Procesul se realizează prin încălzirea soluţiei refrigerente. După aplicarea procedeului de detensionare a tuturor conductelor de îngheţare, atît a celor avariate şi reparate, cît şi a celor ce erau încă întregi, nu s-au mai constatat ruperi de coloane.

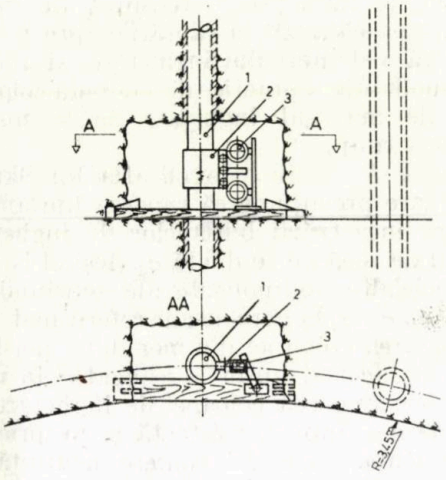


Fig. 3. Nişa de observaţii:
1 — burlanul de îngheţare;
2 — brăţară de montaj;
3 — micrometre comparatoare

Bibliografie

[1] Ostrowski, W. J. S. *Design Aspects of Ground consolidation by the Freezing Method for shaft Sinking in Saskatchewan.* The Canadian Mining and Metallurgical Buletin, oct. 1967, Montreal.

[2] Trupak, N. G. *Zamorajivanie gruntov pri soorujenii vertikalnih shahtnih stvolov,* Moscova 1983.

[3] Neagu, Fl. *Procedeu şi instalaţie pentru prevenirea ruperii conductelor de îngheţare a rocilor.* Brevet de invenţie R.S.R. nr. 85.964.

Combaterea zgomotului şi vibraţiilor la compresoarele de aer cu piston din industria minieră (I)

Prof. dr. doc. ing. **I. Constantinescu**
Institutul de Mine Petroşani
dr. ing. **Al. Darabont**
Institutul de cercetări ştiinţifice pentru protecţia muncii

I. Introducere

Corespunzător obiectivelor prioritare stabilite pentru actualul cincinal şi în perspectivă, privind asigurarea economiei naţionale cu combustibili şi minereuri, industriei miniere îi revin sarcini de o deosebită importanţă.

În paralel cu acţiunile care se întreprind pentru dezvoltarea producţiei fizice de cărbune şi minereuri se au în vedere şi problemele privind asigurarea pentru personalul muncitor a unor condiţii corespunzătoare de activitate la locul de muncă, în scopul prevenirii îmbolnăvirilor profesionale şi scăderii capacităţii de muncă.

Dintre noxele profesionale prezente încă în unele locuri de muncă din industria minieră, zgomotul şi vibraţiile ocupă un loc important. Cercetările clinice efectuate au pus în evidenţă faptul că zgomotul şi vibraţiile care depăşesc anumite niveluri prezintă efecte nocive cu grave consecinţe pe plan medico-sanitar, prin afectarea sănătăţii şi capacităţii de muncă a personalului muncitor.

Staţiile de compresoare constituie o sursă importantă de poluare cu zgomot a unor locuri de muncă şi a mediului înconjurător.

II. Sursele de zgomot şi vibraţii ale compresoarelor cu piston

Zgomotul şi vibraţiile produse de compresoarele de aer cu piston provin de la gura de aspiraţie, de la supapele de refulare şi aspiraţie, circulaţia aerului supus comprimării, motorul electric de antrenare, neechilibrarea perfectă a mecanismului bielă-manivelă.

Zgomotul generat de supapele de refulare şi de aspiraţie se datoreşte apariţiei forţelor de impact la închiderea bruscă a acestora, precum şi comprimării şi destinderii bruşte a aerului.

Aspiraţia aerului şi circulaţia acestuia în conducte reprezintă, de asemenea, o sursă importantă de zgomot şi vibraţii, ca urmare a apariţiei turbioanelor în curentul de aer.

Forţele de inerţie care apar datorită neechilibrării corecte a mecanismului bielă-manivelă sau jocurile în lagăre pot constitui, de asemenea, surse importante de zgomot şi, mai ales, de vibraţii.

Motorul electric de antrenare generează un zgomot ale cărui componente sînt :

— zgomotul mecanic, ca urmare a apariţiei forţelor de impact şi de frecare;
— zgomotul turbionar, cauzat de circulaţia forţată a aerului de răcire;
— zgomotul electromagnetic, ca urmare a forţelor electromagnetice alternative.

III. Metodologia de măsurare a zgomotului emis de compresoare

Măsurarea caracteristicilor fizice ale zgomotului emis de compresoare are mai multe obiective :

a — verificarea dacă zgomotul generat de compresor este conform normelor în vigoare;
b — compararea zgomotului emis de compresoare avînd aceleaşi caracteristici;
c — compararea zgomotului emis de compresoare de diferite tipuri;
d — determinarea zgomotului perceput la o distanţă oarecare.

În toate cazurile măsurarea zgomotului trebuie să se efectueze conform unor prescripţii care să stabilească metodele şi aparatele de măsură utilizate, datele acustice, condiţiile de montare şi funcţionare a utilajului supus încercării.

În mod practic, majoritatea măsurărilor acustice sînt realizate în încăperi care nu sînt nici anecoide, nici total reverberante, ci au caracteristici cuprinse între cele două extreme (fig. 1)

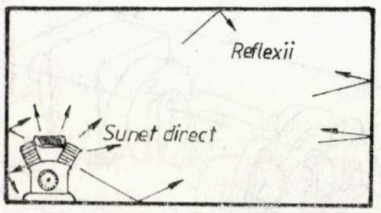


Fig. 1. Modul de propagare a sunetelor într-o staţie de compresoare

În cazul măsurării zgomotului produs într-o staţie de compresoare pot apare diverse erori de măsurare. În primul rînd, dacă măsurarea se efectuează mult prea aproape de compresorul de investigat, nivelul presiunii acustice poate varia considerabil pentru orice mică deplasare a punctului de măsurare. Această situaţie apare atunci cînd distanţa la punctul de măsurare este inferioară lunigmii de undă a frecvenţei celei mai joase produse de compresorul respectiv sau este inferioară dublului dimensiunii celei mai mari a compresorului. Această porţiune, în apropierea obiectului de măsurat, se numeşte c î m p a p r o p i a t şi este o zonă în care trebuie evitată efectuarea măsurărilor de zgomot (fig. 2).

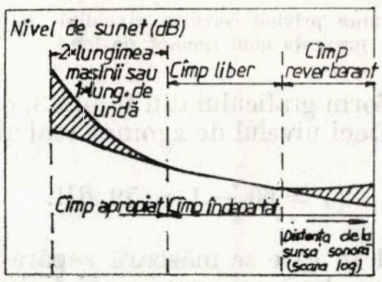


Fig. 2. Cîmpurile care caracterizează zgomotele într-o staţie de compresoare

Alte erori pot să apară dacă măsurarea se efectuează la distanţă prea mare de compresorul respectiv. În această zonă reflexiile datorate pereţilor şi altor obiecte pot fi la fel de puternice ca şi zgomotul direct, din care cauză sînt imposibil de realizat măsurări corecte. Această zonă se numeşte c î m p r e v e r b e r a n t.

Între cîmpul reverberant şi cîmpul apropiat se află c î m p u l l i b e r, care poate fi determinat atunci cînd nivelul de zgomot va fi redus cu 6 dB pentru o dublare a distanţei de la sursă; aceasta este zona în care trebuie efectuate măsurările de zgomot.

Un alt factor care poate influenţa precizia măsurărilor de zgomot este nivelul zgomotului de fond. Este evident că zgomotul de fond nu trebuie să elimine semnalele acustice ale sursei la care dorim să efectuăm determinările.

În practică, în cazul măsurărilor de zgomot efectuate în prezenţa unui zgomot de fond, se procedează astfel :

— se măsoară nivelul de zgomot global cu compresorul în funcţiune;
— se măsoară nivelul de zgomot cu compresorul oprit (zgomot de fond);
— se determină diferenţa dintre cele două niveluri.

Dacă diferenţa este mai mică de 3 dB, zgomotul de fond este prea ridicat pentru a se putea efectua o măsurare corectă. Dacă diferenţa este situată între 3 şi 10 dB este necesară o corecţie, conform graficului din figura 3. Dacă diferenţa este mai mare de 10 dB, nu este necesară nici un fel de corecţie.

De exemplu, dacă nivelul global al zgomotului este $L_g = 60$ dB, iar zgomotul de fond $L_f = 53$ dB, diferența fiind $\Delta L = 7$ dB, re-

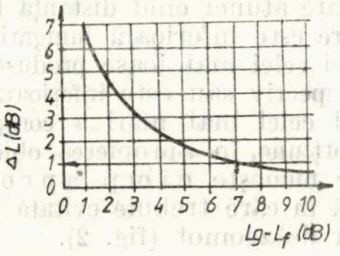


Fig. 3. Diagrama privind corecția nivelului de zgomot în prezența unui zgomot de fond

zultă, conform graficului din figura 3, o corecție de 1 dB. Deci nivelul de zgomot real al mașinii este :

$$L_r = 60 - 1 = 59 \text{ dB}.$$

În cazul în care se măsoară separat nivelul de zgomot a două compresoare și dorim să știm care este nivelul de zgomot total produs de cele două utilaje, funcționînd împreună (din anumite motive neputînd funcționa împreună), se calculează diferența dintre cele două niveluri. În funcție de această diferență și utilizînd graficul din figura 4, se determină valoarea corecției, care se adună la valoarea nivelului celui mai mare.

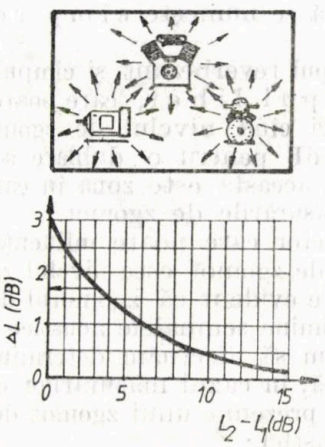


Fig. 4. Curbă pentru determinarea corecției în cazul adunării a două niveluri de zgomot

De exemplu, dacă cele două niveluri sînt de $L_1 = 85$ dB, respectiv $L_2 = 82$ dB, diferența este de $L_1 - L_2 = 3$ dB. Din graficul din figura 4 rezultă coeficientul de corecție de 1,7 dB, deci nivelul de zgomot al celor două utilaje este $L_t = 85 + 1{,}7 = 86{,}7$ dB.

Deoarece compresoarele nu produc, în general, un cîmp acustic uniform, este necesar ca măsurările să se efectueze în mai multe puncte care sînt conținute într-o suprafață ipotetică. Ca suprafață ipotetică, în cazul compresoarelor, de utilizează o suprafață paralelipipedică (fig. 5).

În figurile 6—8 sînt prezentate diferite exemple de amplasare a punctelor de măsurare în cazul diferitelor tipuri de compresoare.

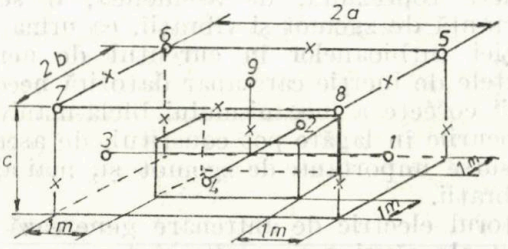


Fig. 5. Amplasarea punctelor de măsurare pe suprafața de referință în cazul compresoarelor : O — poziții de măsurare ; X — poziții suplimentare de măsurare.

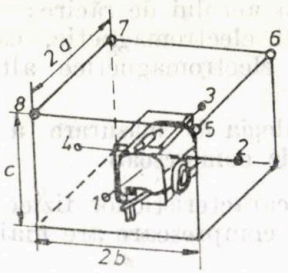


Fig. 6. Amplasarea punctelor de măsurare în cazul unui compresor mobil.

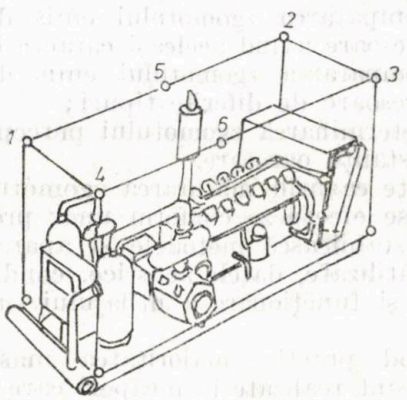


Fig. 7. Amplasarea punctelor de măsurare în cazul unui compresor cu piston silențios.

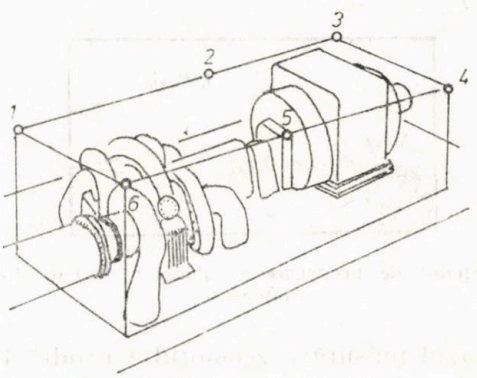


Fig. 8. Amplasarea punctelor de măsurare în cazul unui turbocompresor.

IV. Metodologia de măsurare a vibraţiilor generate de compresoare

În vederea măsurării vibraţiilor la compresoare şi la instalaţiile anexe, alegerea celor mai adecvate componente ale sistemului de măsurare se face în funcţie de mai mulţi factori, printre care se pot enumera : locul, direcţia măsurării şi spaţiul disponibil ; domeniul de frecvenţă şi de amplitudini ; precizia necesară ; condiţiile de mediu ambiant ; forma înregistrării finale dorite ; felul analizei (în domeniul frecvenţă) ; durata măsurărilor. Alegerea captorilor se face în funcţie de amplitudinea (prezumptivă sau predeterminată) a mărimii măsurate, domeniul de frecvenţă şi greutatea relativă a captorului în raport cu structura măsurată.

Captorii de acceleraţii piezoelectrici au căpătat o largă întrebuinţare, datorită gabaritului şi greutăţii mici, lipsei părţilor în mişcare, domeniului larg de frecvenţă şi de măsurare şi a posibilităţii obţinerii prin integrare a vitezei şi deplasării.

Captorii de viteze sînt preferaţi uneori deoarece multe norme şi specificaţii sînt date funcţie de valoarea eficace a vitezei, direct proporţională cu energia care produce mişcarea vibratorie. Totuşi, adesea aceştia au dimensiuni mari, ceea ce ridică problema montării şi cuprind părţi mobile delicate, supuse la frecări şi uzură.

Captorii de deplasări au un domeniu de frecvenţă relativ redus, iar gabaritul mare determină suprafeţe mari de montaj, care pot mări rigiditatea locală a structurilor mici şi elastice.

La folosirea accelerometrelor piezoelectrice se poate alege între un preamplificator de tensiune şi un preamplificator de sarcină. Cu ajutorul preamplificatorului de tensiune, capacitatea totală a circuitului este micşorată foarte mult, astfel încît sistemul de măsurare să transmită un semnal avînd cea mai mare valoare posibilă a tensiunii. Cu ajutorul unui preamplificator de sarcină, accelerometrul este încărcat cu o capacitate de şuntare atît de mare încît semnalul transmis în sistemul de măsurare devine independent de variaţiile mici ale capacităţii cablurilor, ce apar la modificarea lungimii acestora.

În tehnica măsurării vibraţiilor se poate determina nivelul global (măsurare liniară) al vibraţiei sau se poate face o analiză în frecvenţă a semnalului vibrator. Se spune că se face o „măsurare liniară" în sensul că nu se folosesc filtre în vederea analizării semnalelor, deci toate componentele armonice ale semnalului de intrare sînt prelucrate la fel, desigur în limitele domeniului de funcţiune liniară a sistemului de măsură.

Analiza rezultatelor acestor măsurări este concludentă doar atunci cînd semnalele au o formă de undă relativ simplă, deci cînd conţin componente într-un domeniu relativ îngust de frecvenţe. Se apreciază că dacă semnalul conţine fundamentala şi mai mult de cinci armonice, analiza în domeniul timp pe baza unei vibrograme devine dificilă, fiind necesară filtrarea semnalului (analiza în frecvenţă).

Pentru măsurări prospective, în scopul determinării ordinului de mărime al vibraţiilor, precum şi la unele măsurări pe teren, unde nu se impune o precizie deosebită sau efectuarea analizei semnalelor, se foloseşte un echipament compus din cîteva elemente de bază, de cele mai multe ori portativ şi alimentat de la baterii.

Cînd este necesar să se măsoare doar amplitudinea vibraţiei este suficient un montaj ca acel din figura 9, la care trebuie cunoscută sensibilitatea captorului şi la care voltmetrul indică, în funcţie de modul de etalonare a scalei, amplitudinea, valoarea medie pătratică (valoarea eficace.)

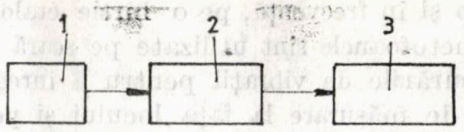


Fig. 9. Schema bloc a lanţului de măsurare a amplitudinii vibraţiilor : *1* — traductor ; *2* — amplificator ; *3* — voltmetru electronic.

Pentru măsurări de vibraţii în teren poate fi utilizat şi un sonometru la care, în locul microfonului, se montează un integrator, iar traductorul este un accelerometru, aparatul indicînd valoarea eficace a acceleraţiei, a vitezei sau a deplasării.

În cazul utilizării sonometrelor la măsurarea vibraţiilor, citirea se face fie în dB, urmînd apoi cu ajutorul unui disc de calcul să se facă transformările în m/s^2, mm/s, mm (în funcţie de parametrul măsurat), fie că se fac citirile direct în unităţi de măsură pentru parametrii vibraţiilor, unele sonometre avînd scalele instrumentului şi ale atenuatorului interschimbabile pentru măsurări de sunet şi vibraţii.

Figura 10 reprezintă, schematic, utilizarea unui sonometru la măsurarea vibraţiilor, care înregistrează semnalul pe o bandă de hîrtie.

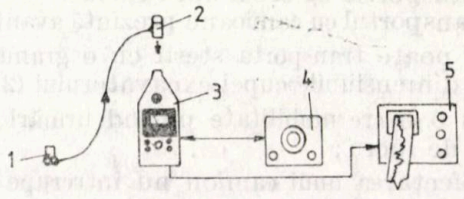


Fig. 10. Schema utilizării sonometrului la măsurarea vibraţiilor : *1* — accelerometru ; *2* — integrator ; *3* — sonometru ; *4* — filtru ; *5* — înregistrator.

Cel mai practic şi mai des utilizat instrument de măsurare a vibraţiilor este vibrometrul, folosit fie la măsurarea nivelului global al vibraţiilor, fie cuplat cu un filtru la analiza în frecvenţă a unui semnal vibrator. În figura 11 este prezentat montajul pentru analiza de frecvenţă a semnalelor, cu înregistrarea lor pe hîrtie calibrată.

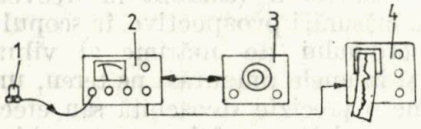


Fig. 11. Schema de montaj a vibrometrului în lanţul de analiză a vibraţiilor: *1* — accelerometru; *2* — vibrometru; *3* — filtru; *4* — înregistrator.

De fiecare dată cînd dorim să realizăm măsurări de vibraţii mai complicate, sau cînd efectuăm analize în frecvenţă, notarea manuală pe un grafic sau într-un tabel a rezultatelor măsurărilor constituie un inconvenient important. Utilizarea unui înregistrator de nivel va facilita înregistrarea automată a spectrelor în timp şi în frecvenţă, pe o hîrtie etalonată.

Magnetofoanele sînt utilizate pe scară largă în măsurările de vibraţii pentru a înregistra datele de măsurare la faţa locului şi pentru analizarea ulterioară în laborator. Pentru înregistrarea pe bandă magnetică, lanţul de măsurare este cel din figura 12 *a*, iar analiza semnalului în laborator se face cu montajul din figura 12 *b*, rezultînd o spectrogramă ca în figura 12 *c*.

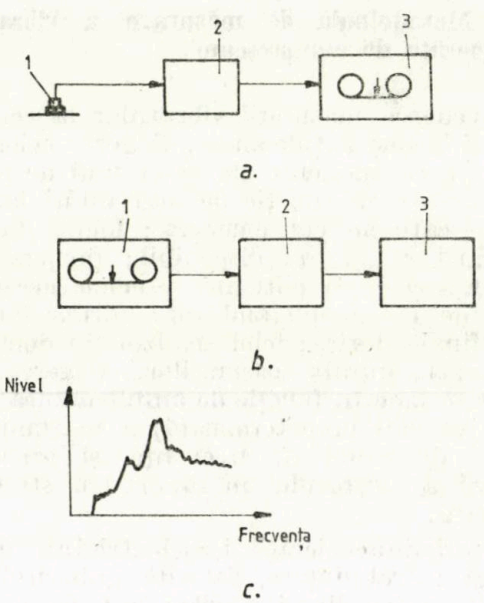


Fig. 12. Utilizarea magnetofonului pentru măsurări de vibraţii: *a* — lanţ de măsurare pe teren: *1* — traductor; *2* — vibrometru; *3* — înregistrator pe bandă magnetică; *b* — lanţul de analiză în laborator: *1* — înregistrator pe bandă magnetică; *2* — analizor; *3* — înregistrator pe hîrtie; *c* — spectrograma rezultată.

Economisirea combustibilului şi energiei prin transport neconvenţional în domeniul minier

Dr. ing. A. Rădoi

Progresul accelerat de industrializare a ţării noastre impune exploatarea intensivă a surselor de energie şi materii prime. Deschiderea unor noi cariere de lignit şi şist bituminos implică un volum mare de transport de steril la haldă.

În transportul minier în cariere s-au impus două sisteme:

— transportul cu camioane de 40 şi 50 t;

— transportul cu benzi din cauciuc.

• Transportul cu camioane prezintă avantaje:

— se poate transporta steril cu o granulaţie pînă la dimensiunile cupei excavatorului (2 m);

— au o mare mobilitate putînd urmări uşor frontul de lucru;

— defectarea unui camion nu întrerupe procesul de transport;

— se poate face descărcarea în puncte diferite.

• Faţă de aceste avantaje, camioanele prezintă următoarele inconveniente:

— consum mare de motorină;

— cheltuieli mari de exploatare (cauciucuri, piese de schimb, mecanici, şoferi);

— necesită şosele;

— transportul este intermitent;

— procesul de transport nu poate fi automatizat şi necesită un personal numeros;

— raportul dintre greutatea proprie a camionului şi materialul transportat este mare (1/1);

— nu poate recupera energia la coborîrea în pantă;

— consumă energie la mersul în gol spre locul de încărcare;

— distanţa de transport în zone colinare se măreşte ca urmare a faptului că şoseaua nu poate avea o pantă mai mare de 9°;

— cost specific al transportului ridicat de 20—30 lei/t·km ;

— necesită motorină și cauciucuri din import.

• Transportul cu benzi prezintă a v a n t a j u l continuității și automatizării procesului de transport, putînd prelua volume mari de mase excavate și lucra direct și corelat cu productivitatea excavatorului cu rotor.

Transportul cu benzi are următoarele d e z a v a n t a j e :

— nu poate transporta materiale cu granulație grosieră ;

— cost specific ridicat ;

— coeficient redus de utilizare (50%) datorită defecțiunilor ;

— consumă aproximativ 30% din energie pentru mersul în gol ;

— benzile nu se pot înscrie în curbe în plan orizontal ;

— benzile nu pot fi instalate cu o înclinare mai mare de 20°.

Sistemul de transport ROM-BAND A.R.—1 constă din trenuri de vagonete cu o singură osie (fig. 1) cuplate printr-o articulație sferică. Pe partea inferioară a fiecărui vagonet este fixat cîte un indus de motor liniar. Pe calea cu șine

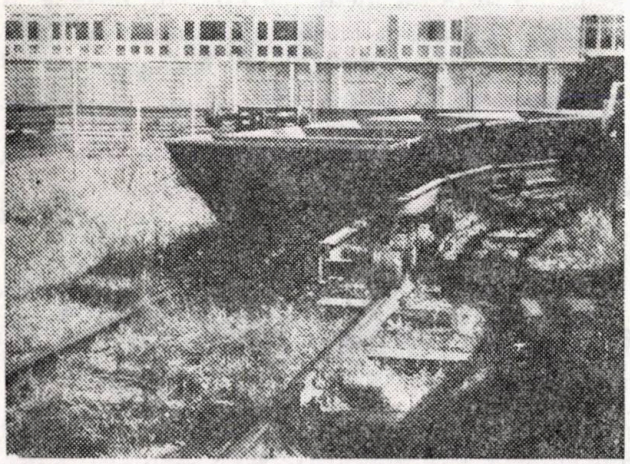


Fig. 1. Sistem de transport minier ROM—BAND A.R.—1

sînt amplasate motoare liniare la un interval ceva mai mic decît lungimea trenului.

Tracțiunea trenului pe orizontală pe treptele carierei se face cu motoare liniare, iar trecerea de pe o treaptă pe alta a trenului se face cu un elevator, respectiv un descensor acționat de un motor sincron rotativ pe o declivitate de 300‰.

Dispunerea generală a sistemului de acționare hibridă este prezentată în figura 2. Cu excepția primului vagonet *1* care are două osii cu ampatament de 1,5 m, celelalte vagonete *2* au cîte o singură orie, fiind cuplate printr-o articulație sferică. Elevatorul *3*, cît și descensorul *4* constă

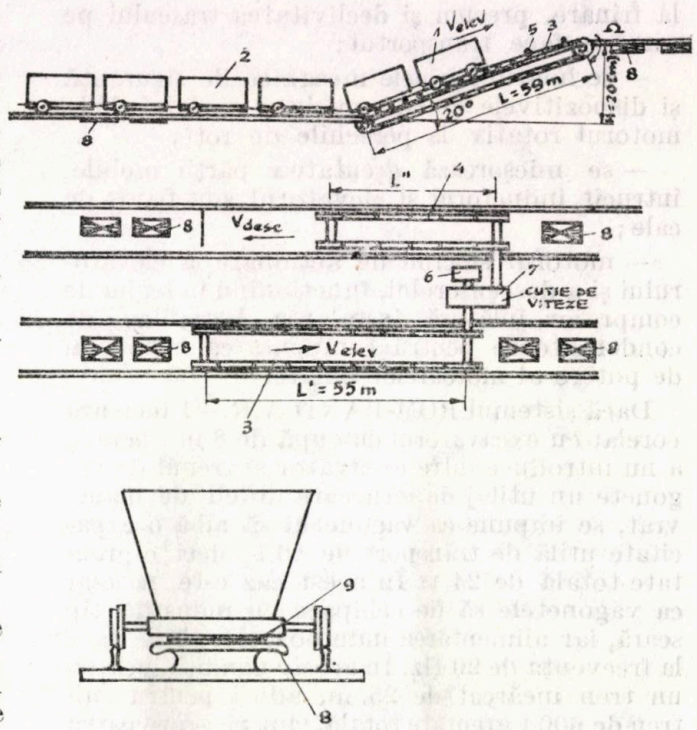


Fig. 2. Explicativă privind tracțiunea hibridă

dintr-un lanț cu eclise cu un pinten *5* care agață osia vagonetelor. Acționarea elevatorului *3* și a descensorului *4* se face de către motorul sincron *6* prin intermediul cutiei de viteze *7*. Elevatorul *3*, fiind cuplat mecanic cu descensorul *4*, greutatea trenului care coboară ajută la acționarea trenului care urcă.

Sistemul de transport ROM-BAND A.R.—1 cu acționare hibridă prezintă următoarele a v a n t a j e față de mijloacele convenționale de transport :

— transportul se poate face pe un traseu cu înscrierea în curbă în toate planurile și se poate aplica la materiale cu granulație grosieră ;

— încărcarea se face pas cu pas sau continuu, iar descărcarea se face continuu prin torsionarea trenului ;

— elevatorul, fiind cuplat prin transmisie cu descensorul, coborîrea unui tren în pantă ajută la urcarea altui tren în rampă ;

— consumul specific de energie (0,5 kWh/t·km) este de circa 5 ori mai redus decît la camioane ;

— costul specific al transportului (1—1,5 lei/t·km) este de circa 10 ori mai redus decît la transportul cu camioane ;

— sistemul se pretează la o automatizare totală a procesului de transport ;

— în cazul înlocuirii transportului cu camioane rezultă o mare economie de motorină și de anvelope din import ;

— nu se mai pune problema aderenței, care limitează accelerațiile la pornire și decelerațiile

la frînare, precum și declivitatea traseului pe care se face transportul;

— se înlătură frînele mecanice de siguranță și dispozitivele de transmisie a cuplului de la motorul rotativ la perechile de roți;

— se micșorează greutatea părții mobile, întrucît inductorul și elevatorul sînt fixate de cale;

— motorul sincron de acționare a elevatorului și a descensorului, funcționînd în regim de compresor, înlătură instalarea bateriilor de condensatoare pentru compensarea factorului de putere al motoarelor liniare.

Dacă sistemul ROM-BAND A.R.—1 lucrează corelat cu excavatorul cu cupă de 8 m^3, pentru a nu introduce între excavator și trenul de vagonete un utilaj de încărcare dificil de manevrat, se impune ca vagonetul să aibă o capacitate utilă de transport de 16 t, deci o greutate totală de 24 t. În acest caz este necesar ca vagonetele să fie echipate cu indus de tip scară, iar alimentarea inductoarelor să se facă la frecvența de 20 Hz. În aceste condiții, pentru un tren încărcat de 25 m, adică pentru un tren de 600 t greutate totală, sînt necesare patru motoare liniare ML—03. Dacă pentru același tren alimentarea se face la 50 Hz, sînt necesare 12 motoare, soluție nerațională din punct de vedere economic.

Dacă sistemul ROM-BAND A.R.—1 lucrează corelat cu excavatorul cu cupă de 4 m^3, se impune ca vagonetul să aibă o capacitate de 8 t. În acest caz pentru un tren cu o lungime de 25 m, adică cu o greutate totală de 250 t, sînt necesare la 50 Hz cinci motoare liniare ML—03, iar la 20 Hz—două motoare ML—03.

Consumul specific de energie la sistemul ROM-BAND A.R.—1 la mers în linie dreaptă pe orizontală, cum este cazul pe treptele carierei, este de 0,5 kWh/t · km, iar la camioane este de 2,5 kWh/t · km. Rezultă că pentru o carieră care necesită transportul a 50 000 000 t/an de steril pe o distanță de 1 km, prin înlocuirea transportului cu camioane prin sistemul ROM-BAND A.R.—1 rezultă o economie de $50 \cdot 10^6 \times$ $\times 2$ kWh/t · km = 100 000 000 kWh și o economie anuală la cheltuielile de transport de circa 500 000 000 lei.

Dacă luăm în considerare o distanță de transport de 10 km, rezultă o economie anuală de energie de 1 miliard kWh și o economie de cheltuieli de transport de 5 miliarde lei. În plus, trebuie să remarcăm faptul că în cazul camioanelor se consumă motorină și cauciucuri, iar sistemul ROM-BAND A.R.—1, cu trenuri de vagonete cu acționare hibridă, nu necesită materiale din import și consumă energie produsă din cărbune inferior, șist bituminos sau lignit.

La nivelul economiei naționale, fiind necesară vehicularea a peste 300 000 000 t/an, prin generalizarea sistemului ROM-BAND A.R.—1 pentru o distanță medie de 10 km, rezultă o economie anuală de energie de 6 miliarde kWh și o economie la cheltuielile de transport de 30 miliarde lei.

Considerații privind recuperarea energiei termice reziduale la stațiile de compresoare

Ing. L. Gârbu și ing. R. Anastasiu
Institutul de cercetări și proiectări miniere pentru substanțe nemetalifere Cluj-Napoca

I. Considerații generale

Normele departamentale impun ca temperatura aerului la ieșirea din stația de compresoare să nu depășească valoarea; de 333 K (60 °C), în care scop este obligatorie dotarea cu răcitoare finale.

Măsurătorile efectuate la mai multe stații de compresoare [1] au arătat că temperatura aerului la ieșirea din treapta a II-a de compresie depășește această valoare; au fost găsite depășiri și la aerul ieșit din treapta I de compresie, numai că acesta trebuie răcit sub valoarea de 313 K (40 °C) la trecerea prin răcitorul intermediar.

Activitatea în exploatările miniere impune existența unor instalații de preparare a apei calde menajere unde, în mod obișnuit, se consumă combustibil.

Utilizarea căldurii aerului comprimat, care urma să fie dirijată în mediul ambiant pentru prepararea apei calde menajere, constituie o preocupare permanentă a I.C.P.M.S.N. Cluj-Napoca, elaborînd în acest scop o serie de studii și proiecte [2; 3; 4 și 5].

II. Recuperarea energiei termice

Energia termică dezvoltată în procesul politropic de comprimare a aerului este preluată în parte de apa de răcire a compresorului, iar

altă parte se regăsește în aerul care părăsește compresorul.

Fluxul de căldură din aer este determinat de relația (1) :

$$\dot{Q} = \sum_{i=1}^{n} C_{pi} \cdot \dot{V}_i \cdot \rho_i (T'_{ia} - T''_{ia}), \qquad (1)$$

unde :

C_{pi} este căldura specifică la presiune constantă a aerului comprimat, kJ/kg K ;

$\dot{V}_i$ — debitul de aer refulat de compresor, m^3/h ;

ρ_{ia} — masa specifică a aerului, kg/m^3 ;

T'_{ia} — temperatura aerului refulat, K ;

T''_{ia} — temperatura aerului răcit în recuperatorul de căldură, K ;

n — numărul de unități compresoare.

Pe baza schemei din figura 1 există posibilitatea funcționării compresoarelor în :

— sistem clasic (fără recuperare de căldură) ;

— sistem cu recuperare de căldură.

Trecerea de la un sistem la altul se face operativ, prin manevre interne în stația de compresoare, în funcție de necesități.

Fluxul de căldură transmis prin recuperatoare este dat de relația (2) :

$$\dot{Q}_R = \sum_{j=1}^{m} S_j \cdot k_i \cdot \Delta t_{mi}, \qquad (2)$$

unde :

S_i este suprafața supusă schimbului de căldură al recuperatorului pe partea de aer, m^2 ;

k_i — coeficientul global de schimb de căldură al unui recuperator, W/m^2grd ;

Δt_{mi} — diferența de temperatură medie logaritmică, grd ;

m — numărul recuperatoarelor de căldură.

Fluxul de căldură preluat de apa caldă menajeră este dat de relația (3) :

$$\dot{Q}_w = \sum_{j=1}^{m} \dot{M}_{jw} \cdot C_{jw} (T'_{jw} - T''_{jw}), \qquad (3)$$

unde :

$\dot{M}_{jw}$ — debitul masic de apă caldă menajeră ce trece prin recuperator, kg/h ;

C_{jw} — căldura specifică a apei, kJ/kg·grd ;

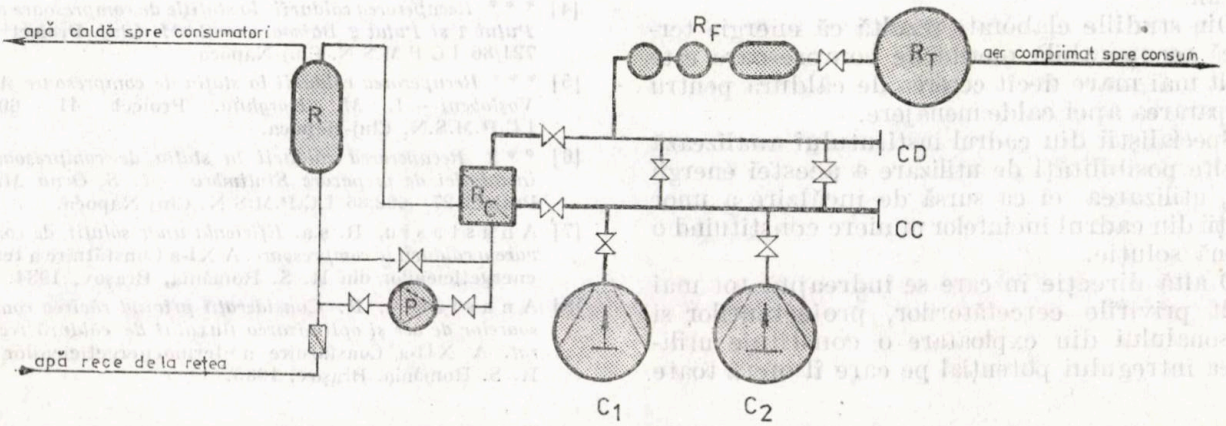
T'^{n}_{jw} — temperatura apei calde menajere la ieșire din recuperator, K ;

T''^{jr}_{jw} — temperatura apei calde menajere la intrare în recuperator, K ;

m — numărul recuperatoarelor de căldură.

III. Realizări și perspective

La cercetarea și proiectarea unor recuperatoare de căldură s-a trecut încă din anul 1983. În prezent este omologat un recuperator de căldură



LEGENDĂ

C_1, C_2 — Compresoare de aer 1V-15/7
CC — Conductă colectoare
CD — Conductă distribuitoare
R — Rezervor de acumulare apă caldă
R_C — Recuperator de căldură
R_F — Răcitor final
R_T — Rezervor tampon
P — Electropompă pentru circulație

Fig. 1. Schema instalației de recuperare a căldurii la stațiile de compresoare

pentru 15 ÷ 39 [m^3_N/min] şi se află în curs de omologare un recuperator de căldură de 45 [m^3_N/min]. Au fost proiectate mai multe instalaţii de preparare a apei calde menajere la mai multe exploatări miniere [3 ; 4 ; 5 ; 6].

Unele din acestea au fost realizate şi au acumulat o experienţă de circa 2 ani în exploatare, altele sînt în curs de execuţie.

Măsurătorile, efectuate cu ocazia omologării recuperatorului de căldură R_c, au demonstrat că, la un compresor de aer de tip 1 V 15/7 CM Reşiţa, fluxul de căldură recuperat este cuprins în limitele :

$$Q = 40\,000 + 60\,000, \text{ kJ/h}.$$

Economia anuală de combustibil este dată de relaţia (4) :

$$C_{an} = \frac{\dot{Q}_R \cdot n}{H_{cc} \cdot \eta_{CT}}, \qquad (4)$$

care :

$\dot{Q}_R$ — fluxul de căldură recuperată, kJ/h ;
n — timpul de funcţionare a compresorului, h/an ;
H_{cc} — puterea calorică a combustibilului convenţional, kJ/tcc ;
η_{CT} — randamentul termic al centralei termice şi al reţelelor de distribuţie.

În condiţii de funcţionare normale, un compresor 1 V 15/7, prin recuperarea căldurii reziduale, poate asigura o economie de 12,5 ÷ 20, tcc/an.

Din studiile elaborate rezultă că energia termică recuperabilă oferită de compresoare este mult mai mare decît cererea de căldură pentru prepararea apei calde menajere.

Specialiştii din cadrul institutului analizează şi alte posibilităţi de utilizare a acestei energii [7], utilizarea ei ca sursă de încălzire a unor spaţii din cadrul incintelor miniere constituind o primă soluţie.

O altă direcţie în care se îndreaptă tot mai mult privirile cercetătorilor, proiectanţilor şi personalului din exploatare o constituie utilizarea întregului potenţial pe care îl oferă toate suprafeţele schimbătoare de căldură cu care este dotat compresorul de aer. În acest sens au fost întocmite scheme de instalaţii pentru recuperarea mai complexă a căldurii, funcţionarea acestora fiind simulată pe calculatorul electronic [8].

Concluzii

Energia termică reziduală de la staţiile de compresoare pentru aer poate fi recuperată pentru încălzirea apei calde menajere din exploatările miniere.

Soluţia fiind simplă, ea poate fi uşor implementată la staţiile de compresoare existente.

În cadrul instalaţiei de recuperare a căldurii, fiind un singur grup de pompe de circulaţie a apei, consumul suplimentar de energie electrică este mic, iar în cazul utilizării termosifonului — el poate fi eliminat complet.

Cheltuielile de investiţii sînt relativ mici şi depind de gradul de adaptabilitate a staţiilor de compresoare.

Răcirea mai eficientă a compresorului, prin recuperarea căldurii, contribuie la îmbunătăţirea randamentului de utilizare a energiei electrice.

Bibliografie

[1] * * * *Bilanţ energetic la staţiile de compresoare ale C. M. Cluj*. Studiul 10.24/80 I.C.P.M.S.N. Cluj-Napoca.

[2] * * * *Recuperator de căldură pentru aer*. Studiul 10—102/83 I.C.P.M.S.N. Cluj-Napoca.

[3] * * * *Recuperarea căldurii de la aerul comprimat la mina Corneşu — Valea Galbenului. I.M. Rm. Vîlcea*. Proiect 35—608/84 I.C.PM.S.N. Cluj-Napoca.

[4] * * * *Recuperarea căldurii la staţiile de compresoare de la Puţul 1 şi Puţul 2 Băişoara — C. M. Cluj*. Proiect 12—721/86 I.C.P.M.S.N. Cluj-Napoca.

[5] * * * *Recuperarea căldurii la staţia de compresoare A. P. Voşlobeni — I. M. Harghita*. Proiect 41 — 608/86 I.C.P.M.S.N. Cluj-Napoca.

[6] * * * *Recuperarea căldurii la staţia de compresoare a instalaţiei de preparare Sîntimbru — I. S. Ocna Mureş*. Proiect 27—602/86 I.C.P.M.S.N. Cluj-Napoca.

[7] Anastasiu, R. ş.a. *Eficienţa unor soluţii de conservare a căldurii la compresoare*. A XI-a Consfătuire a termoenergeticienilor din R. S. România, Braşov, 1984.

[8] Anastasiu, R. *Consideraţii privind răcirea compresoarelor de aer şi optimizarea fluxului de căldură recuperat*. A XII-a Consfătuire a termoenergeticienilor din R. S. România, Braşov, 1985.

Noi posibilităţi de caracterizare a neuniformităţii mediilor poroase

Şef lucr. dr. ing. **Fl. Minescu**
prof. dr. ing. **Elena Soare**

I. Introducere

Zăcămintele de hidrocarburi au, în cuprinsul lor, roci colectoare care sînt medii poroase saturate cu fluide, existente în mod natural sau introduse în timpul exploatării.

Eficienţa dezlocuirii petrolului de către alte fluide determină eficienţa exploatării şi factorul de extracţie. Atît dezlocuirea, cît şi curgerea fluidelor prin spaţiul poros al rocii colectoare sînt în mod hotărîtor determinate de proprietăţile structurale (geometrice) şi de cele de curgere ale mediului poros, cît şi de interacţiunea dintre suprafaţa internă a spaţiului poros şi fazele fluide.

Observaţii directe şi indirecte asupra rocilor colectoare arată că spaţiul poros este de o diversitate infinită.

Multe din proprietăţile acestuia (porozitate, suprafaţă specifică, distribuţie porometrică, permeabilitate, capacitate de udare) au, în general, un aspect global, referindu-se la eşantioane de rocă de diferite dimensiuni sau la scara întregului zăcămînt. Aceleaşi observaţii au arătat că spaţiul poros dintr-o rocă colectoare este, prin excelenţă, neuniform în sensul pe care îl are noţiunea de sistem eterogen : un sistem ale cărui proprietăţi diferă de la un punct la altul. Neuniformitatea rocilor colectoare nu este tratată de toţi cercetătorii ca o proprietate de sine stătătoare. Se va arăta în continuare că acest lucru ar fi pe deplin justificat.

Lucrarea de faţă îşi propune o trecere în revistă a rezultatelor diverselor cercetări asupra acestei proprietăţi şi introduce doi parametri de neuniformitate în legătură cu curgerea omogenă prin pori. Mai este propus un model pentru elementele capilare ale unei reţele Fatt.

II. Scări de neuniformitate a rocilor colectoare

Lucrările cu caracter geologic au abordat, în multe rînduri, proprietatea rocilor de a fi eterogene, din punctul de vedere al compoziţiei mineralogice, al structurii, al texturii lor.

În lucrarea de faţă ne vom referi numai la eterogenitatea spaţiului de pori care este, bineînţeles, determinat şi de celelalte tipuri de eterogenitate. O revistă a scărilor de eterogenitate este prezentată în [3] şi o vom relua, pe scurt, aici.

Cea mai mică scară este cea de la nivelul granulelor rocii, depunerilor de ciment şi argilă, cu o lungime caracteristică de ordinul zecilor de microni. Ea este vizibilă la microscop şi pe microfotografiile realizate în laboratoarele Universităţii Waterloo — Canada de Dullien şi colaboratori [6], care sînt relevatoare în acest sens.

Următoarea scară este cea a eterogenităţii vizibile în probele de rocă, în laborator, constînd din laminări fine şi intercalaţii în gresii, de microfisuri în rocile carbonatice, cu o lungime caracteristică de ordinul a 1 mm la 1 cm.

A treia scară este cea a stratificărilor, a microintercalaţiilor şi a lentilelor de nisip sau blocurilor de carbonaţi sub formă de matrice, cu o lungime caracteristică de ordinul a 1 dm la 1 m.

Cea mai mare scară este aceea a structurilor geologice avînd vîrste diferite, depozite şi intercalaţii etc., cu o lungime caracteristică de la 1 la 100 m.

Zăcămintele de hidrocarburi, înainte de formare, în cursul formării sau ulterior au putut suferi diferite procese de compactare, faliere, diageneză etc., astfel că ele pot conţine o largă varietate de tipuri de eterogenităţi din cadrul fiecărei scări menţionate. În timp ce pe geologi îi interesează, în principal, ultimele două scări de eterogenitate, pe inginerul de zăcămînt îl interesează primele două, mai ales dacă cercetarea se bazează pe experimente de laborator efectuate pe probe de carotă extrase din zăcămînt.

III. Coeficienţi de neuniformitate

Din punct de vedere calitativ, eterogenitatea unui mediu poros poate fi considerată în mod global sau referitoare la una sau alta dintre proprietăţile rocii colectoare. Definirea cantitativă a noţiunii de eterogenitate a mediului poros este o acţiune dificilă. Unii cercetători care au abordat această problemă s-au referit, cu deosebire, la prima scară de eterogenitate, cea microscopică. Cei mai mulţi însă folosesc această noţiune fără să-i confere o semnificaţie precisă [2; 4; 17]. În continuare vom trece în revistă cîteva din încercările de definire a unui coeficient de neuniformitate.

1. *Coeficient de neuniformitate granulometrică*

Rocile colectoare detritice sînt constituite din granule de diferite dimensiuni, într-o scară foarte largă (de la ordinul micronului la ordinul milimetrului). Caracterizarea materialului granular (numit în general nisip) din punct de vedere al neuniformităţii este reflectată de curbele de frecvenţă (histograme) şi cumulativă. Exprimarea numerică a neuniformităţii se face prin abaterea

standard şi prin aşa-zisul „coeficient de neuniformitate granulometrică" definit în mod convenabil prin relaţia [9]:

$$k_n = \frac{\delta_{60}}{\delta_{10}},$$

în care;

δ_{60} şi δ_{10} reprezintă valorile diametrului corespunzătoare punctelor de 60, respectiv 10% de pe curba cumulativă.

Neuniformitatea distribuţiei granulelor este reflectată, în mod direct, în neuniformitatea distribuţiei porilor, respectiv în eterogenitatea spaţiului poros. Pînă în prezent, informaţiile despre neuniformitatea distribuţiei granulelor nu pot fi evaluate cantitativ în stabilirea neuniformităţii distribuţiei porilor pe dimensiuni.

2. *Eterogenitatea umidibilităţii*

Eficienţa dezlocuirii petrolului de către o fază nemiscibilă (realizată, spre exemplu, în cazul injecţiei cu apă), măsurată direct prin factorul de extracţie sau saturaţia reziduală în petrol, depinde, printre altele, de relaţia permeabilitate relativă-saturaţie care, la rîndul ei, este influenţată de umidibilitatea rocii colectoare faţă de fazele sistemului apă-petrol.

Mai mulţi cercetători au sugerat că rocile reale prezintă diferite grade de eterogenitate a umidibilităţii faţă de apă şi petrol, datorită naturii diferite a materialului granular şi a cimentului de la un punct la altul, datorate de fapt compoziţiei chimice şi mineralogice variabile în spaţiu. De asemenea, în rocile colectoare, care au fost iniţial saturate (şi deci udate) de apă, petrolul ocupă porii de dimensiune mai mare, iar apa ocupă porii de dimensiune mai mică şi, în parte, „pendular" porii mai mari.

Deşi au fost făcute unele progrese privind înţelegerea influenţei umidibilităţii asupra permeabilităţii relative a unei roci avînd proprietăţi de suprafaţă uniforme [10; 11; 16], rolul eterogenităţii umidibilităţii în procesele de saturare-desaturare şi dezlocuire rămîne puţin înţeles.

Eterogenitatea umidibilităţii a fost definită şi măsurată pe două căi diferite: prima foloseşte unghiul de contact ca măsură a umidibilităţii, iar a doua foloseşte fracţia de suprafaţă udată preferenţial de apă.

Deşi este dificil să se vizualizeze unghiul de contact într-un mediu poros, în special dacă suprafaţa internă este rugoasă, porii de dimensiune microscopică avînd o formă neregulată, acest lucru are totuşi o semnificaţie în definirea umidibilităţii mediului poros respectiv. Cassie (citat în [18]) a definit un unghi de contact echivalent θ_e în felul următor:

$$\cos\theta_e = f_1 \cos\theta_1 + f_2 \cos\theta_2,$$

unde f_1 şi f_2 sînt fracţiile din aria suprafeţei mediului care au unghiurile de contact θ_1, respectiv θ_2.

Brown şi Fatt [1] au definit umidibilitatea fracţionară a unei roci pentru un lichid ca fracţia din suprafaţa internă a porilor care este udată preferenţial de acel lichid.

Singhal şi colaboratorii [18], pe baza unor cercetări experimentale sistematice, au arătat că unghiul de contact echivalent definit de Cassie nu are o semnificaţie fizică precisă, neputînd să fie corelat cu factorul de extracţie sau cu permeabilitatea relativă care depind, în mod direct, de eterogenitatea umidibilităţii. În schimb, s-a determinat o relaţie de proporţionalitate între umidibilitatea fracţionară definită de Brown şi Fatt şi valoarea finală a factorului de extracţie, dar efectul acesteia este mic. Aceiaşi cercetători au rezultate anterioare care arătau că factorul de extracţie creşte o dată cu creşterea umidibilităţii fazei injectate, iar curbele $\overline{K}_i/\overline{K}_d = f(Si)$ îşi schimbă panta mai accentuat la valori mai mari ale factorului de extracţie ($\overline{K}_i$ şi $\overline{K}_d$ sînt permeabilităţile relative pentru fazele injectată şi dezlocuită, Si este saturaţia în fază injectată).

3. *Alte posibilităţi de caracterizare a eterogenităţii mediului poros*

Sursa cea mai importantă de informaţii asupra sistemului de pori, inclusiv eterogenitatea acestuia, este curba de distribuţie a porilor pe dimensiuni. Aceasta poate fi caracterizată prin unul sau mai mulţi parametri. Pentru o distribuţie simetrică aceşti parametri sînt: raza medie (primul moment) şi dispersia (al doilea moment al distribuţiei) [7]:

$$m_1 = \bar{r} = \frac{\sum_1^N S_j r_j}{\sum_1^N S_j}; \quad m_2 = \overline{r^2} - \bar{r}^2$$

$$\overline{r^2} = \frac{\sum_1^N S_j r_j^2}{\sum_1^N S_j}$$

unde:

S_j este fracţia din volumul de pori cu raza r_j.

Pentru o distribuţie asimetrică trebuie introdus şi cel de-al doilea moment al distribuţiei şi un indice de asimetrie:

$$m_3 = \overline{r^3} - 3\bar{r} \cdot \overline{r^2} + 2\bar{r}^3,$$

unde:

$$\overline{r^3} = \frac{\sum_1^N S_j r_j^3}{N}; \qquad I = \frac{\mu_3^2}{\mu_2^3},$$

unde :

μ_2 și μ_3 sînt momentele adimensionale

$$\mu_2 = \left(\frac{r}{\bar{r}}\right)^2 - 1\,; \quad \mu_3 = \left(\frac{r}{\bar{r}}\right)^3 - 3\left(\frac{r}{\bar{r}}\right)^2 + 2\,.$$

Fiecare din aceste valori constituie o măsură a eterogenității, fără să o caracterizeze în mod efectiv, permițînd totuși o comparație între diverse roci, rezultatul fiind de ordin calitativ.

Caracterizarea formei porilor se poate face, calitativ, prin raportul dintre aria secțiunii de intrare și aria secțiunii medii. Acest raport este descris de indicele structural de dificultate definit de Dullien în [5], pe baza diferenței între histogramele porometrice obținute prin injecția de mercur (determinate de „razele de intrare") și cele obținute prin microfotografiere (determinate de razele „medii" ale porilor). Ca urmare, indicele de dificultate poate fi considerat ca un factor de eterogenitate din punctul de vedere al formei porilor. Acest factor este definit astfel :

$$D = \left(\frac{1}{\bar{r}_e} - \frac{1}{\bar{r}}\right)\int_{\infty}^{0}\int_{\alpha}^{0} \alpha\,(r_e, r)\,\mathrm{d}r_e\mathrm{d}r\,,$$

în care r_e și $\bar{r}$ sînt razele medii ale gîtuiturilor, respectiv ale spațiului dintre gîtuituri, iar $\int_{\infty}^{0}\int_{\alpha}^{0}(r_e, r)\,\mathrm{d}r_e\,\mathrm{d}r$ este fracția din volumul de pori cu accesibilitate limitată.

Tot pe baza comparației curbelor de distribuție porometrică, obținută pe cale microfotografică și prin injecție cu mercur s-au definit [6] două tipuri de eterogenitate :

- tipul secvențial („sequential type of pore heterogeneity") cînd gîtuirile („necks") și părțile largi („bulge") sînt aranjate succesiv. Măsura acestui tip de eterogenitate este dată de $\alpha\,(r_e, r)$;
- tipul paralel („parallel type of pore heterogeneity") sub forma binecunoscută a dubletului („pore doublet"), adică a doi pori de diametre diferite legați în paralel. Acest tip poate fi extins și la un număr mai mare de pori de raze inegale, legați în paralel.

Diferența dintre cele două tipuri de eterogenitate poate fi arătată în cazul unei rețele de capilare uniforme. Astfel, o rețea ideală are un grad de eterogenitate nul atît pentru tipul secvențial, cît și pentru tipul paralel. Dacă se introduce în fiecare element o strangulare identică, rețeaua va avea o eterogenitate de tip parale nulă, dar va conține un anumit grad de eterogenitate secvențială, care depinde de mărimea strangulărilor.

Un coeficient similar, dar pentru porii fund de sac, a fost definit de G. Manolescu [9], fiind denumit g r a d d e a c c e s i b i l i t a t e:

$$\alpha = \frac{r_c}{\sqrt[3]{v}}$$

în care r_c este raza capilară (hidraulică) a secțiunii de intrare, iar v este volumul porului.

Haring și Greenkorn [8] propun un model statistic pentru mediile poroase cu pori, neuniforme. Eterogenitatea este reprezentată prin funcția de distribuție BETA, sub forma :

$$f(x, p_1, p_2) = \frac{(p_1 + p_2 + 1)!}{p_1\,!\,p_2\,!}\,(x)^{p_1}(1 - x)^{p_2}$$

în care p_1 și p_2 sînt parametri de corelare cu datele reale.

IV. Noi posibilități de descriere a neuniformității spațiului poros

1. *Aspecte ale curgerii omogene în canale capilare*

Relativ la diferite forme idealizate ale porilor-canale capilare cu geometrie regulată (cilindru, trunchi de con, succesiune de trunchiuri de con cu bază comună, prismatice, sinusoidale etc.) se demonstrează [12] că dacă prin aceste canale are loc curgerea laminară a fluidelor newtoniene, fără influența gravitației, legea lui Poiseuille se poate corecta astfel încît să poată fi valabilă pentru toate formele de canale. Astfel, pentru canalele de secțiune constantă (cilindrul, circular sau necircular, prisma) această lege are forma :

$$\frac{\Delta P}{L} = \frac{Q \cdot \mu}{r_i^n} \cdot \alpha_c\,, \qquad (1)$$

în care $\frac{\Delta P}{L}$ este gradientul de presiune, Q debitul de fluid cu viscozitatea dinamică, μ, r_i raza cercului înscris în secțiunea transversală, iar α_c un coeficient specific fiecărui canal, așa după cum se vede în tabelul 1, unde λ este raportul dintre semiaxele mare și mică ale elipsei de secțiune.

Tabelul 1

Coeficientul α_c pentru patru tipuri de canale de secțiune constantă

Forma canalului	Cilindru circular	Cilindru eliptic	Prismă triunghiulară	Prismă pătratică
α_c	$\frac{8}{\pi}$	$\frac{4}{\pi}\,\frac{\lambda^2+1}{\lambda^3}$	~1,283	~1,778

Pentru canalele cu simetrie axială cu variaţie periodică a secţiunii, legea lui Poiseuille are următoarea formă :

$$\frac{\Delta P}{L} = \frac{128\, Q \cdot \mu}{\pi D^4}\, \alpha_s \qquad (2)$$

în care, pe lîngă notaţiile de mai sus, D este diametrul maxim al secţiunii transversale, iar α_s un coeficient specific, după cum se vede în tabelul 2.

2. *Aspecte ale curgerii omogene în canale capilare rugoase*

O'Neill [15] studiază curgerea laminară lentă în fisuri şi conducte cu rugozitate. Dintre rezultate, reţinem unul, care interesează aici : la numere Reynolds mici (curgere lentă, fără precizare de limite pentru R_e), pentru a menţine un anumit debit în condiţiile existenţei rugozităţilor (faţă de cilindrul neted de diametru D),

Tabelul 2

Coeficientul α_s pentru patru tipuri de canale cu secţiune variabilă

Forma canalului	Cilindru circular	Trunchi de con	Sinusoidală	Sferică
α_s	1	$\frac{1}{3}\left(\varphi^3+\varphi^2+\varphi\right)$	$\frac{\varphi^4(1-\zeta)^4\,(2+\zeta^2)}{2(1-\zeta)^{7/2}}$	$\frac{2\varphi}{\sqrt{\varphi-1}}\left[\varphi\sqrt{\varphi^2-1}+\ln\left(\varphi+\sqrt{\varphi^3-1}\right)\right]$

în care :

$$\varphi = \frac{D}{d} > 1,$$

unde d este diametrul minim al secţiunii transversale, iar :

$$\zeta = \frac{\varphi - 1}{\varphi + 1} < 1.$$

Dacă introducem notaţia : $D_e = \alpha_e \cdot r_i$, relaţia (1) ia forma :

$$\frac{\Delta P}{L} = \frac{128\, Q\, \mu}{\pi D_e^4}, \qquad (3)$$

α_e fiind specific fiecărui tip de canal şi este dat în tabelul 3.

Tabelul 3

Coeficientul α_e pentru patru tipuri de canale cu secţiune constantă

Forma canalului	Cilindru circular	Cilindru eliptic	Prismă triunghiulară	Prismă pătratică
α_e	2	$2\sqrt[4]{\frac{2\alpha^3}{\alpha^2+1}}$	~2,37	~2,188

Comparînd relaţiile (2) şi (3), se observă că reprezintă una şi aceeaşi formă şi anume :

$$\frac{\Delta P}{L} = \frac{128 Q \mu}{\pi D_e^4} \cdot \alpha \qquad (4)$$

în care α este un coeficient specific fiecărui canal.

este necesară creşterea presiunii în amonte cu cantitatea :

$$\Delta\,(\Delta P) = \frac{1\,024\, Q \mu \Delta V}{\pi^2 D^6}, \qquad (5)$$

în care ΔV este volumul rugozităţilor, adică diferenţa dintre volumul cilindrului fără rugozităţi şi cel cu rugozităţi.

Dacă ţinem seama că în capilarele (porii) rocilor curgerea poate fi considerată lentă (numere R_e subunitare), apare oportună folosirea acestei concluzii a lui O'Neill.

Considerînd două tipuri de canale cu simetrie axială (succesiunea de trunchiuri de con, indice A, şi sinusoidale, indice B), se poate calcula diferenţa de volum dintre volumul cilindrului circumscris (indice C) acestuia şi volumul lor, care va fi tocmai ΔV, se obţine [13] :

$$\Delta V = \varepsilon V_{cil.} \qquad (6)$$

Evaluînd numeric ε_A şi ε_B, în funcţie de φ şi reprezentînd grafic, se obţin curbele din figura 1. Pe de altă parte, folosind relaţiile din paragraful precedent şi notînd :

$$\frac{\Delta\,(\Delta P_{A,B})}{\Delta P_c} = \varepsilon^*_{A,B}, \qquad (7)$$

în care $\Delta\,(\Delta P)$ are aceeaşi semnificaţie ca în relaţia (5), rezultă :

$$\varepsilon^*_A = \frac{\varphi^3 + \varphi^2 + \varphi}{3} - 1, \qquad (8)$$

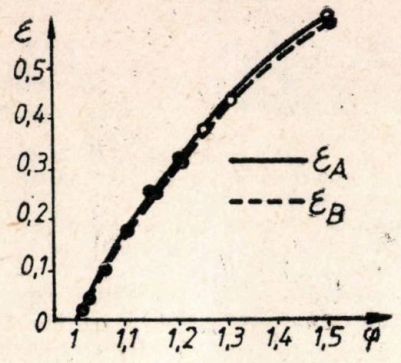


Fig. 1. Variația parametrului ε cu φ

și :

$$\varepsilon_B^* = \frac{\varphi^4(1-\zeta)^4(2+3\zeta^2)}{(1-\zeta^2)^{7/2}} - 1. \qquad (9)$$

Pentru detalii vezi [14].

Evaluînd numeric relațiile (8) și (9), și reprezentînd grafic, se obțin curbele din figura 2.

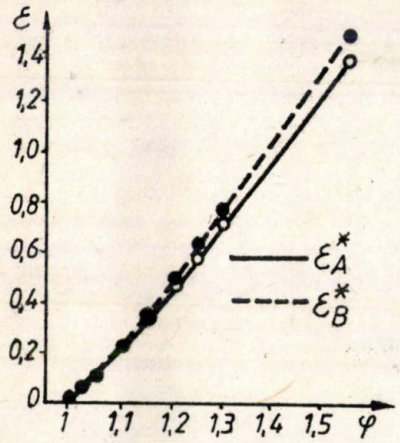


Fig. 2. Variația parametrului ε* cu φ

3. *Definirea noțiunii de microrugozitate*

Avînd în vedere diferențele nesemnificative între valorile lui ε_A și ε_B, pe de o parte, și între valorile ε_A^* și ε_B^*, pe de altă parte, se poate trage concluzia că forma modificărilor de secțiune influențează foarte puțin (nesemnificativ) volumul lor și suplimentul de cădere de presiune, așa încît în continuare se vor folosi mediile aritmetice ale celor două perechi de coeficienți (ε și ε*); valorile acestor coeficienți sînt trecute în tabelul 4.

Pentru a obține o imagine mai bună asupra lui ε și ε*, valorile din tabelul 4 sînt reprezentate în figura 3.

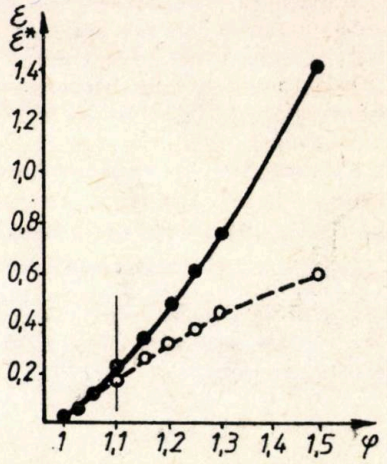


Fig. 3. Variația parametrilor ε și ε*

Comparînd pe ε cu ε*, se constată o concordanță bună pînă la $\varphi = 1{,}1$, ceea ce conduce la concluzia că pentru $\varphi < 1{,}1$ legea lui O'Neill descrie foarte bine curgerea lentă prin canale rugoase.

Rezultă de aici că într-un cilindru rugos, cu secțiune circulară, căderea de presiune este dată de relația :

$$\Delta P = (\varepsilon + 1)\frac{128\,Q\mu L}{\pi D^4}. \qquad (10)$$

Vom folosi pentru ε denumirea de coeficient de microrugozitate, putînd fi evaluat cu relația :

$$\varepsilon = \frac{8}{\gamma D^2 L}\cdot DV. \qquad (11)$$

cu notațiile folosite anterior.

În mod practic, pentu mediile poroase, coeficientul de microrugozitate se poate evalua prin analiza statistică a microfotografiilor pe secțiuni ale mediului poros studiat [6].

Tabelul 4

Evaluarea numerică a coeficienților ε și ε*

φ	1	1,01	1,02	1,05	1,1	1,15	1,2	1,25	1,8	1,5
ε	0	0,01973	0,03896	0,0937	0,176	0,249	0,313	0,372	0,424	0,558
ε*	0	0,02017	0,04167	0,10418	0,2159	0,3358	0,4674	0,604	0,7531	0,4192

Pe baza rezultatului de mai sus, autorii propun ca elementele capilare din rețelele Fatt, pentru studiul diverselor fenomene din mediile poroase, să fie constituite dintr-o succesiune de cilindri cu microrugozitate. Numărul mediu de cilindri din elementele rețelei va purta numele de grad de înseriere γ. Gradul de înseriere va fi o mărime determinată ca o medie statistică a numărului de schimbări de secțiune între două ramificații succesive. Denumim schimbare de secțiune modificarea acesteia cu mai mult de 10%. Modificările mai mici decît această limită vor purta denumirea de microrugozitate, curgerea fiind guvernată aici de legea (3).

Gradul de înseriere γ și coeficientul de microrugozitate ε, introduși de noi în legătură cu curgerea prin canale capilare, constituie două elemente care măsoară neuniformitatea mediilor poroase la scară micro. Pentru un mediu uniform, $\gamma = 0$ și $\varepsilon = 0$.

Legea (3) a fost validată prin experimente efectuate pe canale formate dintr-o succesiune de trunchi de con [14].

Concluzii

1. Neuniformitatea spațiului poros este o caracteristică importantă a rocilor colectoare, dar relativ imprecisă. Hotărîtor este punctul de vedere din care este privită geometria internă și topografia spațiului poros, umidibilitatea, curgerea prin pori, eficiența dezlocuirii ș.a.

2. Se pot separa trei tipuri de neuniformități: structurală, de umidibilitate și de curgere. Neuniformitatea spațiului poros trebuie studiată ca o problemă de sine stătătoare.

3. Din punctul de vedere al curgerii, pe lîngă parametrii de curgere propriu-zisă, o influență deosebită o are forma porilor. În acest context se introduc doi parametri de neuniformitate: gradul de înseriere γ și coeficientul de microrugozitate ε.

4. Apare oportună următoarea configurație a elementelor capilare din rețelele tip Fatt: succesiune de cilindri cu microrugozitate.

Bibliografie

[1] Brown, R. J., Fatt, I. *Measurement of Fractional Wettability of Oil Field Rocks by Nuclear Magnetic Relaxation Method.* Trans AIME vol. 207, (1956), p. 262.

[2] Berg, R. R. *Capillary Pressure in Stratigrafic Traps.* AAPG Bull., vol. 59/6, June 1975.

[3] Claridge, E. L. *Discussion of the Use of Capillary Tube Networks in Reservoir Performance Studies.* SPE Jour, August 1972.

[4] Debbas, S., Rumpf, H. *On the randomnes of Beds Packed with Spheres of Irregular Shaped Particles.* Chem. Eng. Sci., vol. 21, p. 583.

[5] Dullien, F. A. L. *Determination of Pore Accessibility. An Approach.* Jour. of Petr. Tech., Jan. 1969, p. 14.

[6] Dullien, F. A. L., Mehta, P. N. *Particle Size and Pore (Void) Size Distribution Determination by Photomicrographic Methods.* Powder Technology, vol. 5, (1971/72), p. 179.

[7] Fatt, I. *The Network Model of Porous Media.* Trans AIME, vol. 207 (1956), p. 144.

[8] Haring, R. E. *A statistical Model of a Porous Medium with Nonuniform Pores.* AIChE Jour, vol. 16, nr. 3, 1970.

[9] Manolescu, G., Soare, E. *Fizico-chimia zăcămintelor de hidrocarburi.* Ed. didactică și pedagogică, București, 1981.

[10] Manolescu, G., Soare, E. *Unitatea naturii curbelor de permeabilitate relativă față de fazele fluide de umidibilitate diferită pentru mediul poros și posibilitatea exprimării lor analitice.* Studii și cercetări pentru geologie, Tom. VI, 1961.

[11] Mc.Caffery, F. G., Benion, O. W. *The Effect of Wettability of Two Phase Relative Permeability,* JCPT, vol. 13, oct., 1974.

[12] Minescu, F., Stan, Al. *Asupra curgerii omogene în canale capilare.* Mine, Petrol și Gaze, nr. 8, 1984.

[13] Minescu, F., Soare, Al. *Curgerea omogenă în microcanale rugoase.* Mine, Petrol și Gaze, nr. 7, 1985.

[14] Minescu, F. Teză de doctorat, Ploiești, 1984.

[15] O'Neill, M. E. *The Resistence of Steady Parallel Viscous Flows Produced by Small Scale Boundary Irregularities.* Ch. Eng. Sci., vol. 25, 1975.

[16] Owens, W. W., Archer, D. L. *The Effect of Rock Wettability on Oil-Water Relative Permeability Relationship,* J.P.T., Jul. 1971.

[17] Perrine, L. L. *Unstable Miscible flow in Heterogenous Systems.* SPE Jour., sept. 1966.

[18] Singhl, A. C., Mukhergee, D. P., Somerton, W. M. *Effect of Heterogenaous Wettability on Flow of Fluids Through Porous Media.* JCPT, Jul. — sept. 1976.

Cercetări privind posibilitatea obținerii de suporți minerali pentru fluidele de foraj tip emulsie inversă, din argile românești (I)

Asist. ing. I. Nistor
Institutul de Petrol și Gaze Ploiești

Pe linia necesității dezvoltării și diversificării bazei energetice a țării, a dezvoltării bazei de materii prime, prin identificarea și punerea în valoare a unor noi rezerve de hidrocarburi, s-a extins forajul de mare adîncime și se forează intens pe platforma continentală a Mării Negre. Prin urmare, condițiile de foraj sînt și vor deveni din ce în ce mai grele. În acest context, pe lîngă problemele legate de instalațiile de foraj, de garnitura de prăjini de foraj, de coloanele de burlane de tubaj, de cimentări etc., un element esențial în reușita forajului îl constituie fluidul de foraj.

În prezent, fluidele de foraj moderne sînt fluide de tip emulsie inversă. Ca suporți minerali ai acestor noroaie de foraj, cei mai adecvați s-au dovedit a fi unele produse americane. Specialiștii de la Institutul de Petrol și Gaze Ploiești și cei de la Institutul de cercetări și proiectări pentru petrol și gaze din Cîmpina s-au preocupat de obținerea, din argile românești, a unor suporți minerali pentru noroaiele de foraj tip emulsie inversă, similari cu produsele străine.

În acest scop au fost selectate 12 probe de argilă din diverse cariere din România, după cum urmează :

— proba 1, din cariera Rugi situată în comuna Păltiniș, județul Caraș-Severin ;

— proba 2, din cariera Urluia, aparținînd comunei Adamclisi județul Constanța, situată în partea de sud-est a Dobrogei meridionale ;

— proba 3, din baza carierei de argilă de la Breaza, județul Prahova ;

— proba 4, recoltată din depozitul argilos care formează acoperișul stratului de lignit care se exploatează în cariera Aninoasa, județul Argeș ;

— proba 5, din orizontul argilos situat direct pe stratul de lignit al carierei Aninoasa ;

— proba 6, recoltată de pe Valea Drăghici, la intrarea în satul Jugur, județul Argeș ;

— proba 7, recoltată tot de pe Valea Drăghici, la 1,5 km în aval pe proba precedentă ;

— proba 8, de pe aceeași vale, la intrarea din amonte în localitatea Drăghici ;

— proba 9, recoltată de pe Valea Bughea din sterilul rezultat în urma exploatării lignitului de la Cotești ;

— proba 10, tot de pe Valea Bughea, versantul drept, la nord de galeria de la Cotești, sub depozitele inferioare, unde ponțianul apare deschis pe o distanță de 100 m și înălțime de afloriment de 2—3 m ;

— proba 11, de pe aceeași vale, pe raza localității Godeni ;

— proba 12, de pe Valea Brătiei, exploatarea de lignit Berevoiești.

În vederea găsirii căilor de obținere a unor suporți minerali adecvați fluidelor de foraj tip emulsie inversă s-a procedat la investigarea microstructurală a două produse din import, precum și a argilelor luate în studiu, în vederea cunoașterii compoziției lor chimico-mineralogice. Aceasta s-a făcut prin determinarea :

— tipurilor rețelelor cristaline ale particulelor care alcătuiesc aceste probe, folosind tehnica difracției razelor X prin cristale ;

— elementelor chimice care intră în alcătuirea mineralelor componente, utilizînd analiza spectrală de emisie, metoda semicantitativă.

Asupra tehnicilor de lucru privind cele două metode indicate se pot obține detalii din alte lucrări publicate [1 ; 6]. În schimb se vor prezenta, în mod succint, condițiile de lucru în care s-au făcut determinările. Astfel, analiza chimico-spectrală a fost realizată cu un spectrograf I.S.P.—22, lucrînd în arc electric în curent alternativ, la o deschidere a fantei de 6 mm și o diafragmă de 0,02 mm.

Pentru a obține completa volatizare și a elementelor chimice greu volatile, dintre care au fost identificate Zr, Sr, Be, V, Ni, B, Ca, Cr, Mo, Mn, Al, Mg, Fe, Ti, Si, folosind indicațiile literaturii de specialitate [2 ; 6], s-a lucrat la o tensiune de 120 V, cu o intensitate de 10 A, la un timp de expunere de 4 min. Ca electrozi s-a folosit cărbunele spectral T—1, cu diametrul exterior de 6 mm, diametrul interior al orificiului de 4 mm și adîncimea orificiului de 4,5 mm. În aceste condiții au fost obținute spectrograme în gama de lungimi de undă de la $\lambda = 2\,496{,}8$ Å, pentru bor, pînă la $\lambda = 3\,453{,}5$ Å, pentru calciu. Intensitatea liniilor spectrale s-a determinat cu un microfotometru Zeiss.

În ce privește analiza prin metoda difracției razelor X prin cristale, aceasta a fost realizată cu ajutorul difractometrului de raze X DRON — 1. Difractogramele au fost obținute în următoarele condiții de lucru : radiație Cu $K\alpha_1$, filtru de Ni posedînd o grosime de 0,02 mm, filtru Soller 1,5, viteza 1°/min, constanta de timp 20, tensiunea pe tubul Roentgen 28 KV, la o intensitate de 30 mA.

Utilizînd metodologiile de lucru expuse mai sus a rezultat următoarea compoziție chimico-mineralogică a probelor analizate.

● Proba 1, argila de Rugi, are ca mineral predominant montmorillonitul de la 14,7 Å (difractograma 1 din fig. 1 și tab. 1). Subordonat aces-

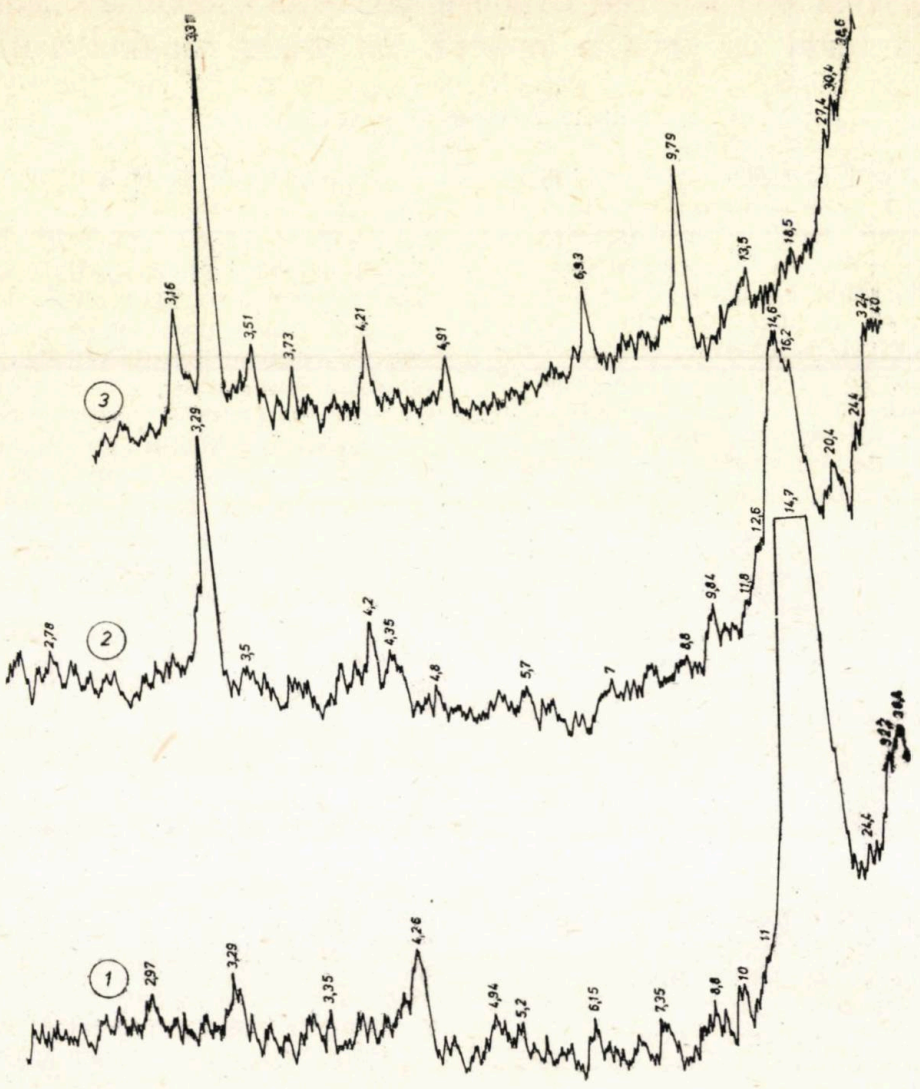


Fig. 1. Difractograme de raze X

tei participări apar montmorillonitele de la 24,4 şi 22 Å. Interstratificările mixte bicomponente de tip illit + montmorillonit (I + M) apar la 25,8 şi 32,2 Å, iar interstratificarea mixtă tricomponentă de tip illit + clorit + montmorillonit (I + C + M) apare la 36,4 Å. Datele analizei chimico-spectrale (tab. 2), prin mărimea parametrului spectral $I_t - I_f$ pentru fier, atrage atenţia asupra cloritelor ferifere din probă [6; 8]. Datele tabelului 2 atrag atenţia, de asemenea, asupra modului de prelucrare a argilei naturale, mod care a reuşit să îndepărteze ionii schimbabili din reţelele montmorillonitelor dar nu a reuşit să acţioneaze asupra cloritelor.

● Argila de Urluia, (proba 2, fig. 1), are în alcătuirea ei structurală predominant montmorillonitul de la 14,6 Å. Cu o pondere însemnată apar şi montmorillonitele de la 20,4 şi 12,6 Å. Structurile mixte de interstratificaţie ordonată I + M = (10 + 22,4) Å; I + M = (10 + 14,4) Å; C + M = (14 + 18,4) Å; I + C + M = (10 + 14 + 12,4) Å şi I + C + M = (10 + 14 + 20) Å, au o participare însemnată în această argilă. Participarea aceasta însemnată a structurilor mixte de interstratificare este ilustrată şi de lăţimea difractogramei 2 în zona cu maxim la 3,29 Å, parametru caracteristic interstratificărilor de doi şi trei componenţi [7; 9]. Se poate spune, deci, că această argilă este o aglomerare de montmorillonite calco-sodice, iar cloritele ferifere au o pondere însemnată. Mărimea ridicată a parametrului spectral $I_t - I_f$ pentru siliciu (tab. 2) ne atrage atenţia asupra prezenţei în argilă şi a cuarţului fin diseminat, acesta fiind în difractograma 2 din figura 1 mascat de parametrii spectrali ai interstratificărilor bi- şi tricomponente. Prezenţa cuarţului în această argilă va ridica, desigur, probleme în prelucrarea fizico-chimică a acesteia.

● Proba 3, argila roşie din baza carierei Breaza, are o compoziţie mineralogică aptă de a fi prelucrată fizico-chimic, în vederea obţinerii unor

Tabelul 1

Serii de difracţie a razelor X

Cuarţ		Calcit		Dolomit		Zeolit		Illit		Clorit		Montmorillonit		I + M (10÷14,4)Å		I + M (10÷15,4)Å		I + M (10÷22,4)Å		C + M (14÷16)Å		I + C + M (10÷14÷12,4)Å		I + C + M (10÷14÷20)Å	
d/n	I	d/n	I	d/n	I	d/n	I	d/n	I	d/n	I	d/n	I	d/n	I	d/n	I	d/n	I	d/n	I	d/n	I	d/n	I
																		32,4	p			36,4	p		
																25,8	p			30	60				
												24,4	p	24,8	fp										
																		16,1	m			18,2	m	21,2	p
												15,4	100							15	90				
										14,4	m	12,2	m	12,4	p	12,9	m					12,1	m	14,1	fs
																		10,8	m					10,6	s
								9,9	p											9,98	15	9,1	s		
						8,11	10					8,13	fp	8,3	p	8,66	m	8,1	m					8,5	fp
						7,16	10			7	m									7,54	15	7,35	s	7,07	fs
						6,43	6									6,45	m	6,5	s						
												6,1	s	6,2	m					6	12	6,1	m	6,07	s
																		5,4	s						
																5,16	s					5,2	s	5,3	p
								5	m			5	60												
						4,96	2					4,87	s							4,97	75				
								4,44	m	4,6	m							4,6	m			4,5	s	4,7	m
																4,3	s								
4,24	35							4,23	m											4,25	18			4,24	m
				4,02	3	4,07	6											4,02	s			4,04	m		
		3,86	12					3,8	m			3,77	20											3,85	s
				3,69	5											3,68	m			3,69	15				
								3,6	m	3,6	m							3,6	m			3,64	m		
						3,51	4																	3,5	m
3,34	100							3,34	fp													3,31	m		
						3,18	10									3,22	9	3,24	m					3,28	fp
		3,03	100									3,02	60									3,03	fp	3,03	m
						2,95	4			2,9	s							2,92	s			2,95	m		
		2,84	3	2,88	100											2,86	m								
				2,67	10																				
				2,54	8											2,58	m								
2,46	12	2,49	14																						
				2,4	10											2,35	s								
2,28	12	2,28	4																						
2,24	6																								
				2,19	30																				

p-puternic; fp-foarte puternic; m-mediu; s-slab; fs-foarte slab

Tabelul 2

Analiza chimico-spectrală de emisie, metoda semicantitativă

Nr. crt. al probei	Si	Al	Ca	Mg	Fe	Mn	Na	Ti	V	Ni	Cr	Mo	B	Be	Cu	Li
	λ=2568,6Å	λ=3050,1Å	λ=3181,2Å	λ=2781,4Å	λ=3020,6Å	λ=2933,1Å	λ=3302,9Å	λ=3186,5Å	λ=3185,3Å	λ=3414,7Å	λ=3014,9Å	λ=3132,5Å	λ=2496,7Å	λ=3130,4Å	λ=3273,9Å	λ=3232,6Å
	Parametrul spectral I_1-I_2															
1	9,5	3	41	77	173	17	78	3	17	43	7	-	53	-	24	14
2	23,5	7	3	87	191	-	160	-	-	15	24	-	59	-	113	17
3	56	110	180	7	10	∞	∞	∞	49	36	27	9	31	16	90	24
4	42	2	137	120	223	47	∞	-	41	29	14	-	56	-	124	8
5	31	4	79	129	182	26	195	-	17	6	12	-	82	-	127	8
6	28	14	50	103	621	1,5	39	7,5	11	25	11	-	47	-	68	-
7	25	16	64	98	206	27	186	6	13	14	8	-	25	-	103	9
8	22	19	70	163	185	1,5	89	8	16	19	17	-	83	-	∞	20
9	82	123	30	9	47	13	172	182	83	92	59	4	51	18	∞	47
10	40	61	37	3	11	9,6	96	107	29	61	27	1,8	72	21	∞	23
11	35	67	14	7	13	11	144	183	41	23	11	3	140	42	∞	20
12	46	91	63	4	29	22	167	141	64	33	23	2,1	136	36	∞	25
13	17	6	10	100	68	7	30	56	9	-	-	3	38	6	47	5
14	14	4	15	136	85	-	-	3	9,5	-	-	-	41	-	72	-
%	10	30	1-2	0,3 -1	0,1 0,3	0,1-0,3	0,1-0,3	0,03	0,03	0,001-0,003	0,03	0,001 -0,003	0,03	0,001	0,001-0,003	0,3 -1

structuri chimico-mineralogice adecvate noroaielor de foraj. Această argilă conţine, după cum indică difractograma 3 din figura 1, următoarele structuri cristaline : clorit, pus în evidenţă în mod deosebit de parametrul spectral d/n = = 7 Å, precum şi de parametrul d/n = 14 Å; illit indicat de parametrul spectral d/n = 9,56 Å; zeoliţi, puşi în evidenţă de parametrii spectrali d/n = 7; 4,09; 3,16Å. Montmorillonitele participă în proporţie de peste 60%, cu diferite grade de saturare în apă şi cu diferiţi cationi în interplane (tab. 2). Sînt bine scoşi în evidenţă parametrii spectrali d/n = 18; 15,4; 12,5 Å. Dintre interstratificări, după datele tabelului 1, participă C + M şi I + M.

● Proba 4, cariera Aninoasa, prezintă o compoziţie mineralogică eterogenă, fiind alcătuită, în principal, din minerale argiloase monocomponente şi zeoliţi. O pondere însemnată o au cuarţul, precum şi mineralele carbonatice — calcitul şi dolomitul. Această compoziţie este ilus-

trată de mărimile parametrilor spectrali d/n ai difractogramei 4 din figura 2 și resubliniată de datele analizei chimico-spectrale prezentate în tabelul 2. Astfel, montmorillonitele sînt ilustrate prin prezența pik-urilor de la 22,4 și 12,8 Å, illitul la 9,4 și 3,34 Å, cloritul la 14,2 și 7,1 Å, zeoliții la 3,18 Å, cuarțul la 4,24 Å, calcitul la 3,03 Å și dolomitul prin cel de la 2,85 Å. Prezența cuarțului și a mineralelor carbonatice vor induce dificultăți suplimentare în procesul prelucrării acestei argile, în sensul că aceste minerale trebuie îndepărtate din compoziția ei.

● Proba 5 (fig. 2 și tab. 1) este alcătuită din rețelele cristaline ale mineralelor argiloase de interstratificare mixtă bicomponente : I + M = = (10 + 15,4) Å ; C + M = (14 + 20,4) Å ; I + + M = (10 + 21,4) Å ; I + M = (10 + 15,4) Å ; rețelele montmorillonitice de la 22 ; 19,2 ; 12,4 Å, precum și cloritele de la 14,2 și 7,2 Å.

● Proba 6, Valea lui Drăghici, are în compoziția sa atît rețele ale mineralelor argiloase monocomponente, cît și ale celor de interstratificație mixtă cu doi și trei componenți. Astfel, difractograma 6 din figura 2 pune în evidență prezența interstratificărilor I + C + M = (10 + 14 + 11) Å ; I + M = (10 + 19,4) Å și I + M = (10 + 14,4) Å, a montmorillonitelor de la 21,2 ; 17,2 ; 15,8 ; 12,4 și 10,4 Å, a cloritului de la 14 și 7 Å și a il-

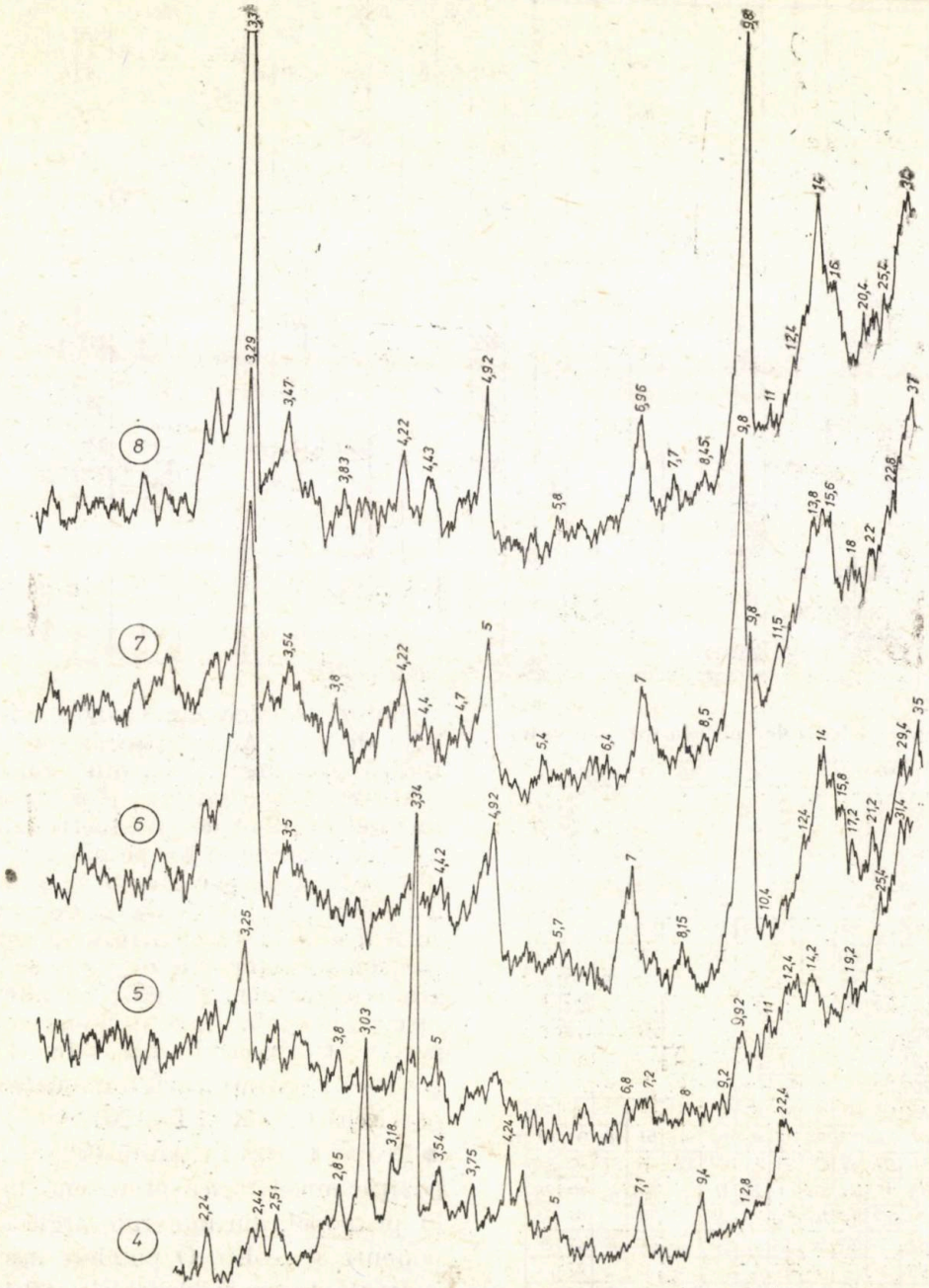


Fig. 2. Difractograme de raze X

litului de la 9,8 și 3,21 Å. Analiza chimico-spectrală indică condiții fizico-chimice marine în formarea acestor structuri cristaline ilustrată de prezența vanadiului, nichelului și borului. Prin gradul de participare al ionilor indicați în tabelul 2 se resubliniază compoziția mineralogică menționată. Montmorillonitele cu ionii schimbabili indicați, fixați în interplane, pot fi prelucrate fizico-chimic pentru obținerea de noi structuri cristaline saturate cu H^+ care vor prezenta plane bazale de mărimi foarte ridicate, capabile de o accentuată oleofilie.

● Probele 7 și 8 prezintă, în mare, o compoziție chimico-mineralogică asemănătoare probei 6. Deosebirile rezidă în valorile parametrilor d/n și în amplitudinile acestora. Difractogramele 7 și 8 din figura 2 și datele tabelelor 1 și 2 subliniază compoziția chimico-mineralogică a acestor argile.

● Proba 9 prezintă următoarea compoziție mineralogică : montmorillonitul ca rețea predominantă ilustrat prin parametrii de la 22 ; 16,4 ; 12,6 și 10,15 Å, cloritul este slab reprezentat, illitul pus în evidență de parametrii de la 9,14 și 3,3 Å, dolomitul evidențiat de pik-ul de la 2,89 Å, cuarțul și zeoliții fiind aproape inexistenți (difractograma 9 din fig. 3).

● Proba 10, se poate spune, pe baza analizării difractogramei 10 din figura 3 și a datelor din tabelele 1 și 2, că prezintă compoziție chimico-mineralogică foarte apropiată de a probei 9.

● Probele 11 și 12 (difractogramele 11 și 12 din fig. 3) au o compoziție mineralogică apropiată : montmorillonitul este pus în evidență prin pik-urile de la 22,1 ; 15,4 ; 11,8 ; 10,5 Å, illitul prin pik-urile de la 9,5 și 3,3 Å, cloritul este slab reprezentat, calcitul după mărimea parametrului d/n de la 3,04 Å apare ca fiind în procent mare, zeoliții fiind și ei semnalați prin pik-ul 3,14 Å.

Unul din suporții minerali (A) este definit de firma străină producătoare ca o argilă oleofilă. Difractograma 13 din figura 4 pune clar în evidență predominarea, în alcătuirea acestui produs, a rețelei cristaline cu prim plan bazal (001) la 32,4 Å. În conformitate cu teoria rețelelor cristaline de interstratificație mixtă [9], structura cu acest prim-plan bazal este o rețea de tipul I + M (tab 1). Caracteristic acestei rețele cristaline este alternanța regulată a rețelei illitului (10 Å) — parte mai stabilă fizico-chimic — cu rețeaua montmorillonitului (22,4 Å) — partea labilă a rețelei mixte. O altă particularitate a acestei rețele este și faptul că posedă serii de difracție de numere întregi. Apreciind după intensitatea parametrului $d/n = 32,4$ Å, participarea acestui tip de rețea în suportul respectiv este estimată la peste 90%. Alături de această structură cristalină de interstratificare mixtă ordonată de tipul I + M, sînt de observat (fig. 4 și tab. 1) și rețelele cristaline ale montmorillonitului cu diferite grade de saturare în H^+, aceste montmorillonite ocupînd locul secund în alcătuirea suportului. Cloritele sînt

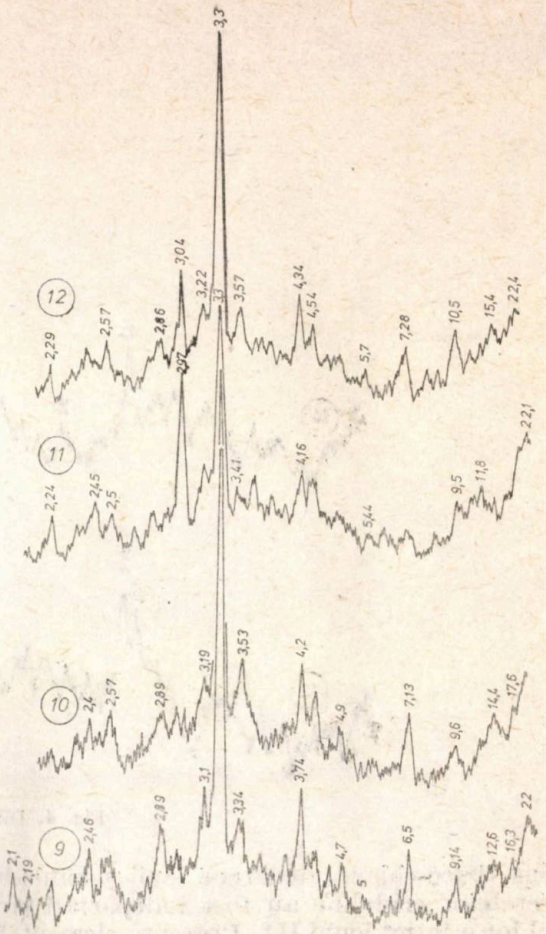


Fig. 3. Difractograme de raze X

și ele prezente în suportul mineral analizat, prin parametrii de difracție $d/n = 14,7$; 7 ; 4,6 ; 3,6 ; 2,9 Å, însă apreciind după intensitatea acestor plane, participarea cloritelor este redusă. Tot cu o participare redusă se face observată și rețeaua illitului, apreciind după intensitatea foarte redusă a celui mai intens plan al acestuia ($d/n = 3,34$ Å).

Analiza chimico-spectrală a suportului indică prezența, în alcătuirea acestuia, numai a elementelor din tabelul 2. Această compoziție chimică indică faptul că acesta este un aluminosilicat, ceea ce arată o deplină concordanță cu datele analizei roentgenografice. Pe baza datelor investigării microstructurale prin metoda difracției razelor X prin cristale și a analizei chimico-spectrale de emisie se poate concluziona : suportul mineral este un alumino-silicat, format din următoarele rețele cristaline : interstratificarea mixtă ordonată I + M — predominare însemnată, montmorillonit cu o participare însemnată, cloritele care umflă și illitele avînd o participare redusă.

Prezența în aceste rețele cristaline doar a elementelor chimice cuprinse în tabelul 2, permite să se concluzioneze că produsul respectiv a fost obținut dintr-o argilă „curată", prelucrată

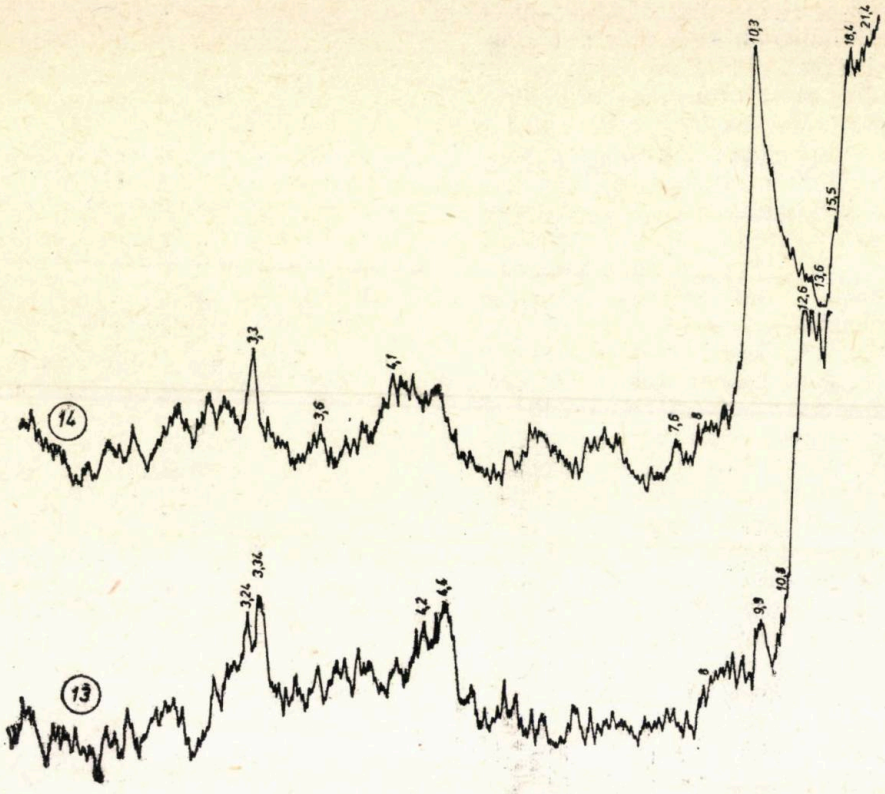


Fig. 4. Difractograme de raze X

intens fizico-chimic, deoarece ionii schimbabili ai reţelelor cristaline au fost îndepărtaţi şi în locul lor a intrat ionul H^+. Prezenţa elementelor chimice cu gradul de participare indicat de datele tabelului 2 îşi găseşte explicaţia în legităţile substituţiei elementelor chimice în reţelele cristaline [6; 8]. Astfel, Li substituite Al, Be şi Ti substituite Si, Mo substituie Li. În reţeaua illitului poate fi prezent şi Mg, iar Fe bivalent şi trivalent se substituie în reţea cu Cu şi cu manganul bivalent, respectiv trivalent. În reţeaua montmorillonitului şi a cloritului, sodiul se poate substitui cu potasiul şi calciul.

Lipsa unor elemente chimice în reţeaua produsului şi reducerea gradului de participare a elementelor chimice identificate (tab. 2), comparate cu datele pentru argilele studiate mai sus, ne îndreptăţesc să afirmăm că ionii schimbabili din reţeaua cristalină a montmorillonitului au fost complet îndepărtaţi, la fel şi cei din reţeaua cloritului, şi ceea ce a rămas ca elemente chimice formează scheletul stabil al reţelelor cristaline identificate de difracţia razelor X prin cristalele suportului. Locul elementelor chimice schimbabile a fost luat de ionul H^+ şi în acest mod montmorillonitele şi-au mărit elementele de reţea pînă la 22,4 Å. Montmorillonitul, fie în interstratificaţie mixtă cu illitul, fie singur, este capabil să includă în reţea molecule organice polare cu diametre critice mari, peste 10 Å, molecule care posedă o polaritate capabilă să substituie ionul H^+ din reţea. Cloritele care umflă au o pondere redusă în masa suportului şi nu au de jucat un rol prea important în oleofilie, deoarece aceste clorite, datorită particularităţilor lor structurale [8], nu pot include în reţeaua lor cristalină decît molecule organice polare cu diametre critice de pînă la 4,25 Å. Illitul, prin alcătuirea lui structurală, rămîne un element stabil în procesul de schimb ionic şi, în plus, avînd o pondere atît de redusă în compoziţia suportului, practic nu are nici o influenţă în comportarea fizico-chimică a acestuia.

Alcătuirea structurală a altui suport mineral (B) s-a analizat prin raport cu cea a suportului prezentat anterior (A). După datele difractometrice din figura 4 şi tabelul 1, cel de-al 2-lea produs este un amestec de structuri cristaline de interstratificaţie mixtă ordonată de tipul I + M cu structuri montmorillonitice cu diferite plane bazale (001). Apariţia puternicelor pik-uri de la 10,3; 18,4; 20,4; 21,4 Å indică prezenţa în alcătuirea suportului mineral a reţelelor cristaline ale montmorillonitelor într-un procent net superior faţă de primul produs şi reducerea participării în compoziţia celui de-al 2-lea a structurilor mixte de interstratificaţie de tip I + M, reţea predominantă în primul. Din punct de vedere cristalografic, aceasta este diferenţa dintre cele două produse, concluzionîndu-se

că acestea au fost obţinute din argile diferite ca alcătuire compoziţional-structurală.

Analiza chimico-spectrală a celui de-al 2-lea produs (tab. 2) scoate în evidenţă diferenţierea compoziţiei chimice a acestuia faţă de cea a primului. Prezenţa reţelelor cristaline montmorillonitice într-un procent mai ridicat atrage şi participarea mai ridicată, ilustrată de valorile parametrului spectral $I_t - I_f$, a unor elemente chimice asociate cu aceste reţele cristaline, cum ar fi : Mg, Ca Fe, V, Cu ş.a. Lipsa cloritelor, asociată cu participarea mai însemnată a magneziului, resubliniază prezenţa predominantă a montmorillonitelor. O altă particularitate, desprinsă de altfel din comparaţia cu datele analizei chimico-spectrale efectuate asupra primului produs, este aceea că cel de-al 2-lea este mai puţin prelucrat fizico-chimic, întrucît elementele chimice uşor de substituit (schimbabile), cum ar fi Ca, Mg, Fe, V, Cu mai sînt încă prezente în reţelele cristaline ale montmorillonitelor. Produsul al 2-lea, deşi are în alcătuirea sa şi reţeaua cristalină de tip I + M, predominant este alcătuit dintr-un amestec de reţele cristaline montmorillonitice, ce nu sînt atît de puternic polare ca reţelele primului, avînd oleofilia mai scăzută.

Plecînd de la alcătuirea chimico-structurală a celor doi suporţi minerali, se poate afirma că cele mai adecvate argile pentru prelucrare sînt cele care conţin structuri cu preponderenţă montmorillonitice, fie ele ca atare, fie în interstratificaţie mixtă, de preferinţă cu illitul şi dacă nu este posibil, in extremis, şi cu cloritul, deşi acesta va ridica probleme staţiei de prelucrare [5 ; 8].

În urma investigărilor microstructurale ale probelor de argilă luate în studiu, se pot trage următoarele concluzii :

— probele care au în alcătuirea lor, aproape în totalitate, reţele cristaline ale mineralelor argiloase (în special montmorillonite) sînt apte de a fi prelucrate fizico-chimic în vederea obţinerii unor structuri chimico-mineralogice adecvate noroaielor de foraj tip emulsie inversă;

— probele care, pe lîngă reţelele cristaline ale mineralelor argiloase, mai conţin, în proporţii destul de însemnate, şi alte structuri cristaline cum ar fi cuarţul, carbonaţii, zeoliţii, vor ridica probleme în cadrul operaţiunii de prelucrare fizico-chimică a acestora. Prin urmare, aceste din urmă argile sînt mai puţin adecvate scopului propus.

Deoarece materia primă va influenţa problema pusă în discuţie va trebui să ne orientăm, în prelucrare, asupra a două clase de structuri chimico-mineralogice :

— montmorillonit şi illit + montmorillonit;

— clorit + montmorillonit şi ililit + clorit + + montmorillonit.

Prin prisma acestor două clase de structuri chimico-mineralogice, materia primă ar trebui să conţină : montmorillonit ca structură predominantă, un procent redus de structuri cristalo-chimice mai stabile, neumflabile, cum sînt cloritul şi illitul, un procent redus de zeoliţi şi să lipsească cuarţul, carbonaţii şi oxizii de fier.

Sub aspect tehnico-economic materia primă ar trebui obţinută din cariere, pentru ca exploatarea să fie ieftină, cariere care să conţină rezerve suficient de mari, să fie pe lîngă căi de acces, şosele sau căi ferate, pentru ca transportul să nu ridice probleme, iar staţia de prelucrare să dispună de sursele energetice cele mai adecvate.

Bibliografie

[1] Agarwal, K. B. X-Ray *Spectroscopy*. Springer-Verlag, Berlin, New York, 1979.

[2] Ahrens, L. H., Taylor, S. R. *Spectrochemical analysis*. Addison-Wesley Publ. Co., London, 1961.

[3] Dragoş, V., Pârcălăbescu, D. I., Alexe, I. *Studiul geologic al argilelor din bazinul rîul Tîrgului între localitatea Lereşti şi confluenţa cu valea Doameni*. I. P. G. Ploieşti, 1976.

[4] Kler, M. M. *Polukolicestventi spektralniti analiz mineralnovo stria*. Iz. Leningradskovo Universiteta, 1960

[5] Nistor, I. *Posibilitatea obţinerii de suporţi minerali pentru noroaiele de foraj tip emulsie inversă din argile româneşti*. (Proiect de diplomă) I.P.G. Ploieşti, 1976.

[6] Pârcălăbescu, D. I., Strugaru, A. *Analiza spectrală semicantitativă a mediului solid al unor zăcăminte de ţiţei din România*. Petrol şi Gaze, vol. 18, nr. 11, 1967.

[7] Pârcălăbescu, D. I. *Physical-chemical properties of the Breaza Clay used in the preparation of the drilling muds*. Institutul de geologie şi geofizică, Bucureşti, 1975.

[8] Pârcălăbescu, D. I., Strugaru, A., Nistor, I. *Cercetări de laborator pentru îmbunătăţirea produselor tip Bentona P şi Bentona P_1 necesare elaborării fluidelor de foraj tip emulsie inversă folosind argilele din România*. I. P. G. Ploieşti, 1975.

[9] Thorez, J. *Practical identification of clay minerals*. Ed. Lelotte, Belgique, 1976.

Efectul fundaţiei asupra infiltrării gazelor în imobile

Şef luc. dr. ing. Al. D. Stan
Institutul de Petrol şi Gaze Ploieşti

I. Introducere

Aşa după cum se cunoaşte, în practica exploatării conductelor pentru transportul şi distribuţia gazelor naturale pot apărea defecte datorită coroziunii sau altor cauze şi prin aceste orificii se scurg în exterior cantităţi însemnate de gaze.

De multe ori solul de deasupra conductei este impermeabil ca urmare a îngheţului, lucrărilor de artă (drumuri, trotuare etc.) şi gazele scurse prin defectele conductelor se infiltrează prin solul permeabil către imobilele adiacente care au partea inferioară permeabilă.

Prezenţa solului vegetal în apropierea defectului format face ca prin acesta să se realizeze o cădere de presiune şi, în acest fel, scurgerea gazelor printr-un defect este diminuată faţă de cazul în care nu ar exista solul vegetal.

II. Presiunea din exteriorul unui defect al conductei

Presiunea din exteriorul unui defect format pe o conductă depinde de rezistenţa mediului poros adiacent conductei.

Căderea de presiune printr-un mediu poros depinde, la rîndul ei, de debitul filtrat, de permeabilitatea şi dimensiunile mediului poros, precum şi de viscozitatea dinamică a gazului filtrant.

În cazul în care se consideră presiunea p_c din conductă şi în exteriorul acesteia presiunea p_e, debitul scurs printr-un defect al conductei are expresia :

$$Q = A\left(\frac{p_e}{p_c}\right)^{\frac{1}{\varkappa}} \sqrt{\frac{2\varkappa}{\varkappa-1}\frac{p_c}{\rho_c}\left[1-\left(\frac{p_e}{p_c}\right)^{\frac{\varkappa-1}{\varkappa}}\right]} \qquad (1)$$

unde $\varkappa$ reprezintă exponentul adiabatic, ρ_e şi ρ_c fiind densitatea gazului la presiunea p_e şi respectiv p_c.

Cu A s-a notat secţiunea defectului format pe conductă. Pe de altă parte, debitul de gaz filtrat între punctul unde se înregistrează presiunea p_e şi un punct de la suprafaţa solului cu presiunea p_a se determină avînd ca punct de plecare debitul elementar pe unitate de lungime ce se filtrează pe o suprafaţă, de asemenea elementară, care este :

$$dQ = v \cos \alpha \, dx \, dy \qquad (2)$$

Viteza de filtrare v se calculează cu relaţia lui Darcy :

$$v = \frac{k}{\mu} \cdot \frac{p_e^2 - p_a^2}{p_a L(x)}, \qquad (3)$$

în care :

k este permeabilitatea mediului poros, iar μ viscozitatea dinamică a gazului.

Se poate observa cu uşurinţă, din figura 1, că este posibilă scrierea relaţiei :

$$\cos \alpha = \frac{H}{L(x)}. \qquad (4)$$

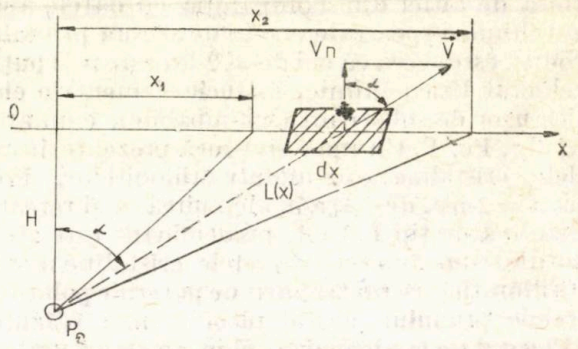


Fig. 1

Dacă se are în vedere şi faptul că lungimea $L(x)$ se scrie :

$$L(x) = \sqrt{x^2 + H^2}, \qquad (5)$$

se obţine expresia debitului de gaze ce se filtrează prin mediul poros :

$$Q = \int_{x_1}^{x_2} \frac{k}{\mu} \cdot \frac{p_e^2 - p_a^2}{p_a(x^2+H^2)} dx =$$

$$= \frac{k}{\mu} \cdot \frac{p_e^2 - p_a^2}{p_a}\left(\operatorname{arctg}\frac{x_2}{H} - \operatorname{arctg}\frac{x_1}{H}\right). \qquad (6)$$

Dacă se consideră că suprafaţa filtrantă a gazelor, perpendicular pe direcţia axei Ox, are lăţimea b, debitul calculat cu relaţia (6) capătă forma :

$$Q = \frac{k}{\mu} \cdot \frac{p_e^2 - p_a^2}{p_a} b\left(\operatorname{arctg}\frac{x_2}{H} - \operatorname{arctg}\frac{x_1}{H}\right) \qquad (7)$$

La relaţia obţinută s-a admis că nu este o variaţie a vitezei perpendicular pe axa Ox.

Pentru o anumită poziţie a suprafeţei permeabile, debitul dat de relaţia (7) se poate scrie :

$$Q = C(p_e^2 - p_a^2), \qquad (8)$$

unde C este o constantă care se determină cu uşurinţă dacă se compară cele două relaţii (7) şi (8).

Este evident că debitul dat de relaţia (8) este egal cu acela calculat cu relaţia (1) şi din acest motiv se poate scrie :

$$C\,(p_e^2 - p_a^2) = A\left(\frac{p_e}{p_c}\right)^{\frac{1}{\varkappa}} \sqrt{\frac{2\varkappa}{\varkappa - 1}\frac{p_c}{\rho_c}\left[1 - \left(\frac{p_e}{p_c}\right)^{\frac{\varkappa-1}{\varkappa}}\right]}. \tag{9}$$

Această ecuaţie se poate soluţiona în raport cu presiunea p_e din exteriorul defectului format.

Determinarea presiunii p_e din ecuaţia (9) se poate efectua printr-un procedeu iterativ considerînd iniţial $p_e = p_c$ pentru care membrul din dreapta este nul şi apoi se reduce presiunea p_e pînă ce se ajunge la o anumită valoare ce satisface egalitatea dintre cei doi membri.

Există şi posibilitatea de a scrie ecuaţia (9) sub o formă mai comodă pentru evaluarea mai rapidă a presiunii p_e. Astfel, dacă se notează $x = p_e/p_c$ şi se consideră că evoluţia gazului din conductă este izotermă se poate scrie, pentru presiuni nu prea mari, ecuaţia de stare sub forma :

$$\frac{p_c}{\rho_c} = RT, \tag{10}$$

T fiind temperatura gazului, iar R constanta acestui gaz.

Pentru metan se poate lua R=519,62 J/kg·K, exponentul adiabatic $\varkappa = 1{,}32$ şi atunci rezultă :

$$\sqrt{\frac{2\varkappa}{\varkappa - 1}\frac{p_c}{\rho_c}} = \sqrt{\frac{2 \cdot 1{,}32}{1{,}32 - 1} \cdot 519{,}62 \cdot 293} =$$

$$= 1120{,}7370 \text{ m/s}.$$

S-a considerat că temperatura este egală cu 293 K. Dacă se introduce această constantă fiecărui gaz în parte ca şi secţiunea orificiului A într-o altă constantă C_1, ecuaţia (9) se scrie :

$$C_1\,(p_e^2 - p_a^2) = x^{\frac{1}{x}} \sqrt{1 - x^{\frac{x-1}{x}}}. \tag{11}$$

În figura 2 se redă pentru presiunea $p_c = 1{,}5 \cdot 10^5$ N/m² membrul drept al ecuaţiei (11) prin D şi membrul din stînga prin curbele S pentru unele valori ale constantei C_1.

În tabelul 1 se redau valorile presiunii p_e şi $p_a = 1{,}01325 \cdot 10^5$ N/m², în funcţie de mărimea constantei C_1.

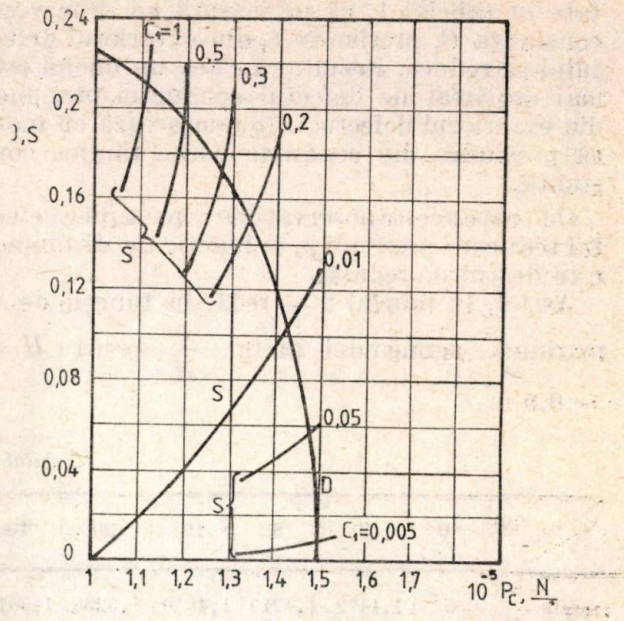


Fig. 2

Tabelul 1

C_1	0,005	0,05	0,1	0,2	0,3	0,5	1
$10^{-5}p_e$, N/m²	1,499	1,485	1,433	1,334	1,275	1,195	1,122

Ecuaţia (11) permite o analiză în raport cu fiecare parametru ce intră în componenţa ei. Pentru aceasta se are în vedere expresia constantei C_1 :

$$C_1 = \frac{k}{A\mu} \cdot \frac{b}{p_a}\left(\operatorname{arctg}\frac{x_2}{H} - \operatorname{arctg}\frac{x_1}{H}\right). \tag{12}$$

Cea mai interesantă analiză este în raport de termenul $\left(\operatorname{arctg}\frac{x_2}{H} - \operatorname{arctg}\frac{x_1}{H}\right)$, termen ce se poate pune sub forma :

$$\operatorname{arctg}\frac{x_2}{H} - \operatorname{arctg}\frac{x_1}{H} = \operatorname{arctg}\frac{x}{H},$$

x fiind o distanţă din interiorul imobilului pînă în punctul de pe suprafaţa solului deasupra defectului. Această lungime se poate calcula dacă se cunosc distanţele pînă la cele două distanţe x_1 şi x_2. Astfel, pentru $x_1 = 2$ m şi $x_2 = 7$ m şi $H = 0{,}9$ m rezultă $\operatorname{arctg}\frac{x}{H} = 0{,}2949$ şi $x = 0{,}2868\,H = 0{,}2581$ m.

Este evident că pe măsură ce x este mai mare şi distanţa pînă la imobilul supus filtrării gazelor este mai mare. Această analiză este importantă, deoarece se observă, şi din datele prezen-

tate în tabelul 1, că pe măsură ce se măreşte constanta C_1 presiunea p_e din exteriorul defectului se reduce. Rezultă că, dacă un imobil este mai depărtat de defectul conductei, presiunea din exteriorul defectului se micşorează cu toate că presiunea din conductă poate rămîne constantă.

Cu toate aceste observaţii se constantă că efectul reducerii presiunii p_e în funcţie de distanţa x este destul de redusă.

Astfel, în tabelul 2 se redă, în funcţie de x, mărimea termenului arctg $\frac{x}{H}$ pentru $H =$ $= 0{,}9$ m.

Tabelul 2

x,m	0	2	6	10	20	100
arctg $\frac{x}{H}$	0	1,1479	1,4219	1,4810	1,5258	1,5618

Tot ecuaţia (11) permite să se observe faptul că la scăderea permeabilităţii mediului poros, C_1 se reduce, ceea ce înseamnă că în această situaţie presiunea p_e creşte faţă de cazul în care permeabilitatea ar avea valori mari.

Nu este cazul să se deducă din datele redate în tabelul 2 că în situaţia în care un imobil ar fi situat exact deasupra defectului nu ar fi supus la infiltraţii gazeifere.

În acest caz rezultă că debitul infiltrat în imobil, calculat cu o relaţie asemănătoare cu (7), s-ar scrie :

$$Q = \frac{k}{\mu}\frac{p_e^2 - p_a^2}{p_a} b\left[2\left(\text{arctg}\frac{x_2}{H} - \text{arctg}\frac{0}{H}\right)\right] = \frac{2k}{\mu}\frac{p_e^2 - p_a}{p_a} b \text{ arctg}\frac{x_2}{H}, \quad (14)$$

unde x_2 reprezintă distanţa de la punctul 0 la o latură a imobilului aşezat simetric peste defectul imobilului format.

Cu toate că o asemenea situaţie nu este posibilă datorită normelor în vigoare de a realiza asemenea construcţii, totuşi teoretic prezintă interes deoarece orice imobil poate fi considerat excentric în raport cu imobilul în care debitul de gaze se calculează cu relaţia (14).

III. Efectul fundaţiei asupra infiltrării gazelor în imobil

Fundaţia unui imobil se realizează atît din motive de rezistenţă, cit şi pentru a le proteja de infiltraţiile gazeifere şi acvifere.

În ceea ce privesc infiltraţiile gazeifere provenite dintr-un defect, se poate admite că în situaţia în care imobilul nu prezintă fundaţie, debitul de gaze scurs între două puncte ale mediului poros cu lungimea l şi secţiunea A va fi :

$$Q = \frac{k}{\mu}\frac{p_e^2 - p_a^2}{p_a l} A. \quad (15)$$

Prezenţa fundaţiei măreşte lungimea parcursă de curentul de gaze, ceea ce face ca raportul dintre debitul de gaze Q_f infiltrat într-un imobil cu fundaţie şi acela fără fundaţie Q să fie :

$$R_f = \frac{Q_f}{Q} = \frac{l}{l_f}. \quad (16)$$

Cu l_f s-a notat lungimea parcursă de curentul de gaze la un imobil cu fundaţie a cărei adîncime este h (fig. 3).

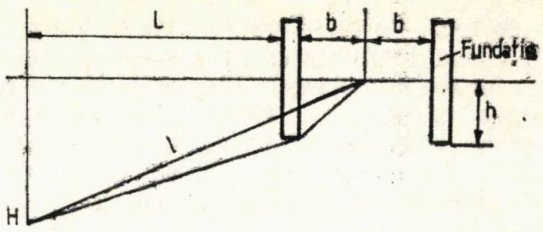


Fig. 3

Dacă se admite că, indiferent de adîncimea fundaţiei, gazele se infiltrează în centrul imobilului, l_f are valoarea :

$$l_f = \sqrt{b^2 + h^2} + \sqrt{(H - h)^2 + L^2} \quad (17)$$

şi utilizînd aceleaşi notaţii, l va avea expresia :

$$l = \sqrt{(L + b)^2 + H^2}. \quad (18)$$

Rezultă că R_f va avea valori subunitare, sau cel mult egale cu unitatea, dacă lipseşte fundaţia imobilului.

Această concluzie este oarecum discutabilă, avînd în vedere că pe întreaga lăţime a imobilului, egală cu $2b$, se infiltrează gazele dacă imobilul nu ar avea fundaţie.

Pe de altă parte, rezultă faptul că pe măsură ce imobilul este situat la o distanţă mai mare de punctul 0, raportul dintre debitul de gaze infiltrat în imobilul situat cu centrul la jumătatea distanţei dintre $x_1 = L$ şi $x_2 = L + 2b$ şi debitul cînd centrul acestuia coincide cu punctul 0 va fi :

$$R_d = \frac{\text{arctg}\frac{L + 2b}{H} - \text{arctg}\frac{L}{H}}{2 \text{ arctg}\frac{b}{H}}. \quad (19)$$

Această relaţie a fost obţinută avînd în vedere expresia debitului de gaze dat de relaţia (6). În tabelul 3 se redau valorile lui R_d în funcţie de L pentru $H = 0{,}9$ m şi $b = 5$ m.

Tabelul 3

L, m	0	4	8	12	20	50
R_d	0,5317	0,0538	0,0203	0,0121	0,0054	0,0011

Datele din tabelul 1 şi relaţia (16) arată că fundaţia unui imobil are două efecte de scădere a debitului de gaze ce se infiltrează în imobil. Pe de o parte, prin mărirea fundaţiei, lungimea mediului poros se măreşte ceea ce duce la o reducere a gradientului de presiune sub care se filtrează gazele, iar pe de altă parte, însăşi presiunea din exteriorul defectului format se reduce, fenomen ce are acelaşi efect ca cel anterior şi anume de a reduce debitul de gaze pătruns în mobil.

Concluzii

Fundaţia unui imobil are ca efect o reducere a gradientului de presiune sub care se realizează filtrarea gazelor, iar pe de altă parte produce o micşorare a presiunii din exteriorul defectului format pe o conductă.

Protecţia unui imobil este mai bună dacă acesta prezintă o fundaţie cît mai adîncă şi, în acelaşi timp, pe cît posibil perfectă.

Bibliografie

[1] Oroveanu, T., Popoviciu, S., Stan Al. D. *Pierderile de gaze din reţeaua de distribuţie*. St. cerc. mec. apl. Tom 40. Nr. 3, 1981, Ed. Acad. R. S. România.

[2] Oroveanu, T., Popoviciu, S., Stan, Al. D. *Scurgerile de gaze prin defectele conductelor cu presiuni mari*. St. cerc. mec. apl. Tom 40, Nr. 4, 1981, Ed. Acad. R.S. România.

[3] Oroveanu, T., David, V., Stan, Al. D. Trifan, C. *Colectarea, transportul, depozitarea şi distribuţia produselor petroliere şi gazelor*. Ed. didactică şi pedagogică, Bucureşti, 1985.

Caracterizarea uleiului de şist

Asist. ing. **G. Brebeanu**, dr. ing. **C. Savu**, dr. ing. **S. Neagoe**

Generalităţi

Restrîngerea disponibilităţilor de ţiţei reclamă, cu necesitate, utilizarea altor surse alternative de energie primară.

O astfel de sursă o constituie masa organică din şisturile bituminoase — uleiul de şist.

Existenţa unor importante zăcăminte, în unele ţări, precum şi perfecţionarea tehnologiilor de extragere a masei organice, au determinat sporirea interesului faţă de şisturile bituminoase [1].

O direcţie de utilizare a masei organice este aceea de combustibil pentru focare, înlocuind, total sau parţial, cel mai adesea, combustibilii proveniţi din ţiţei.

Totodată, uleiul de şist constituie şi o importantă materie primă pentru obţinerea a numeroase produse chimice valoroase [1].

Utilizarea uleiului de şist în direcţiile menţionate face necesară cunoaşterea compoziţiei chimice a acestuia.

În literatura de specialitate determinarea compoziţiei uleiului de şist este abordată, fie prin separarea de clase de compuşi şi caracterizarea acestora [2; 3; 4], fie prin separarea şi dozarea de componenţi individuali, din fracţiuni înguste [5], utilizîndu-se tehnici combinate de separare şi analiză, cum sînt : extracţia, cromatografia lichidă de înaltă performanţă, cromatografia de gaze cu coloană capilară, rezonanţa magnetică nucleară, spectrometria de masă.

În lucrarea de faţă se prezintă studiul compoziţiei chimice a uleiului de şist, obţinut prin pirogenarea şisturilor bituminoase, într-o instalaţie pilot cu purtător de căldură solid.

Partea experimentală

Uleiul de şist a fost analizat în laborator după metode standardizate, urmărindu-se şi conţinutul în unele metale (Ni, Fe, V), alături de conţinutul de sulf, azot, carbon, hidrogen, oxigen.

Caracteristicile fizico-chimice ale uleiului de şist analizat sînt prezentate în tabelul 1.

După cum reiese din aceste date, multe dintre caracteristicile uleiului de şist sînt asemănătoare cu ale ţiţeiului. Se remarcă conţinutul ridicat de azot, în timp ce conţinutul de carbon, respectiv de hidrogen, sînt mai scăzute, comparativ cu cele ale ţiţeiului. Curba de distilare STAS şi conţinutul de metale sînt asemănătoare cu cele ale unui ţiţei românesc.

S-a urmărit şi stabilirea compoziţiei chimice a uleiului de şist pe clase de compuşi. Astfel, prin precipitare cu *n*-heptan şi cromatografie solid-lichid de adsorbţie pe silicagel, s-a determinat conţinutul de asfaltene, respectiv de hidrocarburi saturate (parafine şi naftene), hi-

Tabelul 1

Caracteristicile fizico-chimice ale uleiului de șist

Caracteristica	Valoarea
Densitatea, d_4^{20}	0,8675
Viscozitatea la 50°C ;	
cSt	3,75
°E	1,30
Cifra de cocs Conradson, % masă	2,34
Conținut carbon, % masă	84,90
Conținut hidrogen, % masă	12,50
Conținut sulf, % masă	0,47
Conținut azot total, % masă	0,38
Conținut oxigen (prin diferență), % masă	1,75
Conținut azot bazic, % masă	0,21
Conținut cenușă, % masă	0,16
Conținut apă, % masă	0,35
Conținut fenol, % masă	1,70
Aciditate organică, mg KOH/g	1,84
Masă moleculară	271
Conținut metale, ppm :	
Ni	2.7
V	7,2
Fe	29,5
Curba de distilare STAS, °C :	
i	55
10% vol.	147
30 ,,	240
50 ,,	365
70 ,,	458

drocarburi aromatice și rășini. Conținutul de hidrocarburi nesaturate s-a determinat pe baza cifrei de brom a uleiului de șist.

Rezultatele experimentale sînt prezentate în tabelul 2.

Tabelul 2

Compoziția pe clase de compuși a uleiului de șist

Componenta	% masă
Hidrocarburi saturate	40,1
Hidrocarburi nesaturate	19,2
Hidrocarburi aromatice	13,0
Rășini	24,7
Asfaltene	3,0

În continuare uleiul de șist a fost separat, prin distilare fracționată, în fracțiuni înguste, de cîte 10% volum față de uleiul inițial.

Fracțiunile separate au fost caracterizate după metodologia aplicată produselor obținute în procesele de prelucrare distructivă a reziduurilor petroliere.

În tabelul 3 sînt prezentate datele de caracterizare ale fracțiunilor separate din uleiul de șist, care permit următoarele observații.

- Cu creșterea intervalului de distilare al fracțiunilor separate, densitatea, masa moleculară, conținutul de sulf, azot total și bazic, temperatura de congelare, încearcă aceeași variație.
- Raportul dintre conținutul de azot bazic și cel total scade cu creșterea limitelor de distilare ale fracțiunilor. Acest lucru indică existența unei cantități ridicate de compuși cu azot bazic în fracțiunile ușoare și o cantitate mai mare de compuși neutri cu azot în fracțiunile grele.

Tabelul 3

Caracteristicile fracțiunilor separate din uleiul de șist

Caracteristica	Fracțiunea								Reziduu
	1	2	3	4	5	6	7	8	
Interval distilare, °C	55/147	147/176	176/268	268/360	360/400	400/450	450/510	510/550	>550
Densitatea : d_4^{20}	0,7566	0.7896	0,8212	0,8476	0,8728	—	—	—	—
d_4^{70}	—	—	—	—	—	0,8665	0,8994	0,9188	0,9888
Indice refracție : n_D^{20}	1,4160	1,4330	1,4490	1,4598	1,4710	—	—	—	—
n_D^{70}	—	—	—	—	—	1,4838	1,4917	1,5015	—
Viscozit. cinemat, la 40°C, cSt	—	—	—	—	3,80	9,15	16,22	70,00	—
Masa moleculară	116	140	170	192	240	330	385	430	—
Sulf, % masă	0,04	0,05	0,07	0,09	0,11	0,17	0,22	0,77	1,62
Azot total, % masă	0,013	0,037	0,100	0,146	0,247	0,436	0,55	0,646	0,664
Azot bazic, % masă	0,011	0,033	0,072	0,093	0,124	0,157	0,169	0,177	—
Raport $\frac{\text{azot bazic}}{\text{azot total}}$	0,914	0,897	0,727	0,638	0,504	0,361	0,308	0,275	—
Temperatura congelare, °C	<−30	<−30	−24	−12	+3	+12	+25	+32	+47
Cifra de brom, g/100 g	90,8	64,2	57,3	55,3	51,6	47,8	46,2	39,5	—
Analiza pe clase de hidrocarburi, % vol.									
saturate	21,5	31,2	36,7	41,6	40,2	—	—	—	—
nesaturate *)	61,5	49,6	41,6	35,3	32,6	—	—	—	—
aromate	17,0	19,2	21,7	23,1	27,2	—	—	—	—

*) Determinarea hidrocarburilor nesaturate prin FIA nu se face cu o delimitare certă între clasele de hidrocarburi.

• Cifra de brom scade cu creşterea limitelor de distilare ale fracţiunilor separate. Cifra de brom, în condiţiile existenţei unui amestec atît de eterogen de compuşi, nu indică o legătură directă între conţinutul de hidrocarburi nesaturate şi această caracteristică. Metodele de analiză PONA şi FIA nu prezintă o separare netă între clasele de hidrocarburi, datorită compuşilor cu sulf, oxigen şi azot, existenţi în produsele analizate.

Concluzii

Uleiul obţinut prin pirogenarea şisturilor bituminoase, într-o instalaţie cu purtător de căldură solid, a fost caracterizat din punct de vedere chimic.

Conţinutul de carbon, hidrogen, sulf şi curba de distilare STAS ale uleiului de şist prezintă asemănări cu ale ţiţeiului românesc.

Uleiul de şist s-a separat prin distilare fracţionată, iar fracţiunile obţinute au fost caracterizate din punct de vedere fizico-chimic.

Compoziţia chimică şi caracteristicile fracţiunilor sînt asemănătoare cu cele ale produselor obţinute la prelucrarea distructivă a reziduurilor petroliere grele. Această asemănare indică posibilitatea folosirii uleiului de şist sau a fracţiunilor sale, în amestec cu produsele obţinute din prelucrarea distructivă a fracţiunilor grele petroliere, ca materie primă în industria petrochimică sau drept combustibil.

Bibliografie

[1] Pătraşcu, M., *Hidrocarburi sintetice din cărbune, din şisturi şi nisipuri bituminoase*, capitolul 12 din *Progrese în prelucrarea hidrocarburilor*, coordonator G. C. Suciu, Ed. tehnică, Bucureşti, 1984, p. 303–331.

[2] John F. McKay, D. R. Latham Anal. Chem., **52**, nr. 11, 1980, p. 1618–1621;

[3] F. P. Disanzo, P. C. Uden, S. Siggia Anal. Chem., **52**, nr. 6, 1980, p. 906–909.

[4] Raymond, J. C., Sidney, S., Peter, C. U. Anal. Chem.; **52**, nr. 8, 1980, p. 1 224–1 228.

[5] H. S. Hertz s.a. Anal. Chem., **52**, nr. 11, 1980, p. 1 650–1 657.

INFORMAȚII

Ediția a V-a a Simpozionului național pe tema invențiilor și inovațiilor în domeniul MINE—PETROL—GEOLOGIE

Sub egida Comitetului Județean al P.C.R., Consiliului Județean al sindicatelor Argeș și I. M. Cîmpulung, în ziua de 14 noiembrie 1986 s-a desfășurat la Cîmpulung Simpozionul național, ediția a V-a, cu tema **Aplicarea și generalizarea invențiilor și inovațiilor în scopul afirmării progresului tehnic și creșterii eficienței economice în ramura MINE-PETROL-GEOLOGIE.**

Cu acest prilej au fost prezentate următoarele invenții și inovații.

1. Aparat pentru încercări la fluaj ; autori : conf. dr. ing. C. Hirian, ing. V. Gaidunov de la Institutul de Mine Petroșani ; Brevet 81.504.

2. Aparat pentru determinarea caracteristicilor elastice ale rocilor prin tensome[illegible] electrică ; autori : conf. dr. ing. C. Hirian, dr. ing. G. [illegible]er, ing. V. Arad de la Institutul de Mine Petros[illegible]t 81.735 ;

3. Agrega[illegible]u strîngerea fără răsucire a șuruburilor prezoanelor c[illegible]i dimensiuni din instalațiile de forare a sondelor și a [illegible]lor miniere de diametre mari ; autori : prof. dr. ing. A. Pavel, prof. dr. ing. N. Antonescu, dr. ing. I. Voican, ing. L. Rizea, ing. I. Dumitru, ing. M. Culin de la Institutul de Petrol și Gaze Ploiești.

4. Braț port-tambur extensibil (pînă la 1,5 m) pentru combine de abataj ; autori : prof. dr. ing. I. Nicolae, dr. ing. V. Zamfir, ing. D. Turulescu, ing. I. Gruneanțu de la Institutul de Mine Petroșani.

5. Corelarea regimului mecanic și a regimului hidraulic de foraj ; autori : conf. dr. ing. G. Nicolescu de la Institutul de Petrol și Gaze Ploiești.

6. Procedeu și instalație pentru deschiderea și închiderea automată alternativă a ușilor și podurilor de siguranță din puțurile de mină în săpare ; autori : conf. dr. ing. V. Zamfir, sing. V. Brelosek, I. Bistrai de la Institutul de Mine Petroșani.

7. Dispozitiv pentru determinarea poziției de echilibru a firului de plumb în puțurile verticale de mină ; șef lucr. dr. ing. I. Pădure de la Institutul de Mine Petroșani ; Brevet 90.822.

8. Dispozitive pentru creșterea vitezelor de avansare și reducerea consumului de energie la forajul sondelor ; autor : dr. ing. Gr. Tatu de la Institutul de cercetări și proiectări petrol și gaze Cîmpina ; Brevet 85.416, 87.841.

9. Tehnologia forării cu motoare volumetrice submersate ; autori : dr. ing. N. Macovei, ing. M. Ionescu de la Institutul de Petrol și Gaze Ploiești.

10. Folosirea detergenților indigeni pentru obținerea spumelor la circulația sondelor în foraj ; autor : dr. ing. M. Gheorghițoiu de la Institutul de Petrol și Gaze Ploiești.

11. Estimarea căderilor de presiune în sonde la circulația spumelor preformate ; autor : dr. ing. M. Gheorghițoiu — Institutul de Petrol și Gaze Ploiești.

12. Construcție pentru fixarea cuțitelor de combină ; autori : prof. dr. ing. I. Marian, dr. ing. F. Koronca, dr. ing. I. Kovacs de la Institutul de Mine Petroșani ; Brevet 78.623.

13. Dispozitiv de suspendare a unei coloane de burlane pierdute, pentru activitaatea de foraj ; autori : ing. I. Iacovescu ing. V. Dumitru, I.P.E.G. Pitești, Dosar O.S.I.M. — 8471.

14. Recondiționarea cămășilor pentru pompele de noroi ; autor : ing. Carăușu Gheorghe — Schela de foraj Rm. Vîlcea (Inovație).

15. Scule de foraj armate galvanic cu diamant sintetic Dacia ; autor : dr. ing. Gh. Bănuleasa de la Institutul de Petrol și Gaze Ploiești.

16. Procedeu de săpare a lucrărilor subterane în roci slabe acvifere ; autor : dr. ing. Fl. Neagu — Centrul de calcul electronic și organizare M.M.P.G., București ; Dosar O.S.I.M. 94.319.

17. Procedeu și instalație pentru prevenirea ruperii conductelor de înghețare a rocilor ; autor : dr. ing. Fl. Neagu — C.C.E.O. București ; Dosar O.S.I.M. 1.118.49.

18. Aparat pentru determinarea forței critice la flambaj a barelor subțiri ; autor : prof. ing. C. Ivancu — Grup Școlar Minier Cîmpulung ; Brevet 71.401.

19. Variantă de adaptare a motoarelor MB 820 la funcționarea (dual) gaze-motorină ; autori : ms. E. Dobrin, șef echipă G. Antonescu — Schela foraj Rm. Vîlcea. (Inovație).

20. Organ de tăiere pentru combine miniere de abataj ; autori : prof. dr. ing. I. Marian, dr. ing. M. Hirian, dr. ing. I. Kovacs — Institutul de Mine Petroșani.

21. Organ de tăiere pentru combine de abataj cu stropire cu apă (pt. complexul de 4,5 m) ; autor : prof. ing. I. Marian Institul de Mine Petroșani.

22. Instalație complexă pentru mine și cariere autor : ing. V. Badea — I. M. Cîmpulung ; Brevet 84.682.

23. Metodă de pregătire a abatajelor cu frotnt lung cu menținerea galeriilor de bază sau de cap în spațiul exploatat ; autor : ing. V. Badea — I. M. Cîmpulung ; Dosar O.S.I.M 1.172.15.

24. Metodă de exploatare a cărbunelui în zone faliate ; autori : ing. V. Badea și colectiv, I. M. Cîmpulung ; Dosar O.S.I.M. 1.172.14.

25. Foreză minieră pentru lucrări de asecare ; autori : ing. Fl. Stoenescu, tehn. I. Pătrașcu — I. M. Cîmpulung.

26. Instalație mecanizată de confecționat boltari de mină ; autor : ing. F. Chirvasin — I. M. Cîmpulung.

Ing. V. Chiru a prezentat referatul „Din activitatea de invenții și inovații la Întreprinderea minieră Cîmpulung" în cincinalul 1981—1985 și anul 1986.

În încheierea lucrărilor, tov. ing. Marian Angelescu, inspector de stat șef la Inspecția de Stat pentru Protecția Muncii, a dat o înaltă apreciere conținutului tehnic al invențiilor și inovațiilor prezentate, dezbaterilor pe marginea acestora, precum și modului de organizare a simpozionului, subliniind oportunitatea și eficiența organizării la anumite intervale a unor asemenea acțiuni.

Au fost decernate : Diploma de onoare Întreprinderii miniere Cîmpulung Muscel, diplome cl. I, II și III și o mențiune unor lucrări prezentate, ținîndu-se seama de soluțiile tehnice, domeniile de aplicare și eficiența economică a acestora.

După închiderea lucrărilor simpozionului, participanții au vizitat expoziția de invenții și inovații, organizată la Atelierul mecanic Pescăreasa.

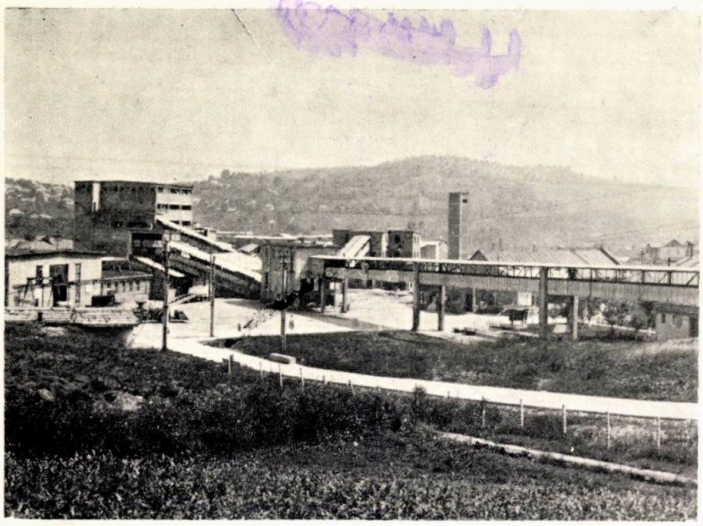
CENTRUL DE CERCETARI , INGINERIE TEHNOLOGICA SI PROIECTARI PENTRU SECURITATE MINIERA execută cercetări fundamentale şi aplicative în domeniile:

• aeraj şi climatizarea minelor, ventilaţie industrială • prevenirea şi combaterea pericolului acumulărilor de metan, a altor gaze şi pulberi explozive sau toxice, fenomene gazodinamice • tehnologia lucrărilor de împuşcare, materiale explozive • asigurarea condiţiilor de mediu la locurile de muncă - combaterea prafului, a zgomotului şi vibraţiilor • prevenirea şi combaterea focurilor endogene • normative, cauzalitatea accidentelor • materiale de propagandă de protecţie a muncii (afişe, broşuri, diafilme) • psihologia muncii în industria minieră • electrosecuritatea în industria minieră • verificarea şi atestarea protecţiei antiexplozive • pericolul încărcării electrostatice • instalaţii de automatizare, telecomunicaţii,telecontrol, metanometre pentru industria minieră • prevenirea,detectarea şi combaterea incendiilor • combaterea poluării atmosferei de către industria minieră • analize fizico-chimice, verificări,avizări privind parametrii de securitate , expertize tehnice, asistenţă tehnică de specialitate • salvare minieră.

CCITPSM

• Petrosani •

SALINA OCNA DEJ



LIVREAZA BENEFICIARILOR INTERNI SI EXTERNI:

- SARE BULGARI: 3-50 kg; 0-50 kg;
- SARE IN VRAC (industrială) cu granulaţie 0-2; 0-10; 2-15 mm;
- SARE AMBALATA în saci (de hîrtie şi polietilenă) de cîte 50 kg;
- SARE MARUNTA: 0-2 mm, 99% NaCl;
- SARE MARUNTA IODATA: 0-2 mm, 99% NaCl;
- SARE FINA: 0,1-1 mm, 99,2% NaCl;
- SARE AMBALATA în pungi de polietilenă iodată de cîte 1 kg.

EXECUTA INSTALATII DE PERFORARE PENTRU MINELE DE SARE TIP RADA DEJ I-II-III

- puterea instalată: 7,5kW;
- puterea absorbită: pentru rotire 3 kW, pentru avans 1 kW;
- tensiunea de alimentare: 380 V, 50 Hz;
- tensiunea de comandă: 24 V c.a.;
- viteza de perforare: 0-3,5 m/min;
- viteza de retragere a burghiului: 18-33 m/min;
- se poate perfora în orice direcţie;
- dimensiunile frontului de lucru ce se perforează din trei poziţii:
  - lăţime: 3 000 mm - nelimitat;
  - înălţime: 2 500 mm - 12 000 mm;
- capacitatea de lucru: 4 000 t sare/zi;

Instalaţiile sînt omologate şi folosite la toate minele de sare din ţară.

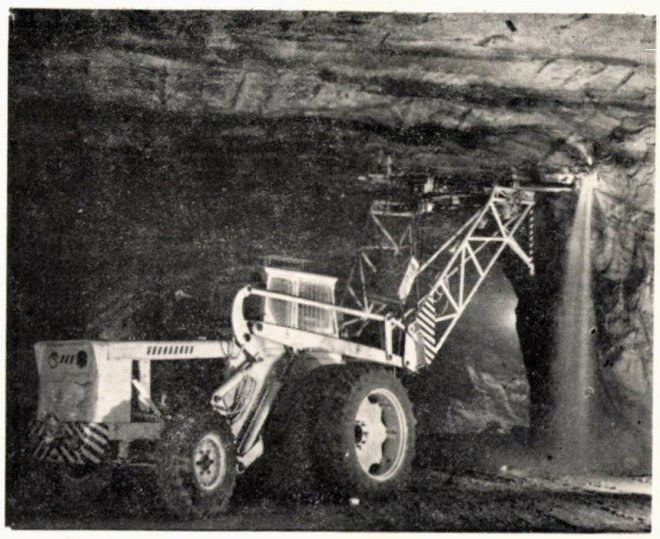
Machetele funcţionale au fost prezentate la expoziţii şi tîrguri din ţară şi străinătate.

MINISTERUL MINELOR, PETROLULUI SI GEOLOGIEI

Centrala Sării şi Nemetaliferelor Bucureşti

Intreprinderea SALINA OCNA DEJ

Jud. Cluj, str. Salinei nr. 6, cod 4651
telefon 13206, 12173

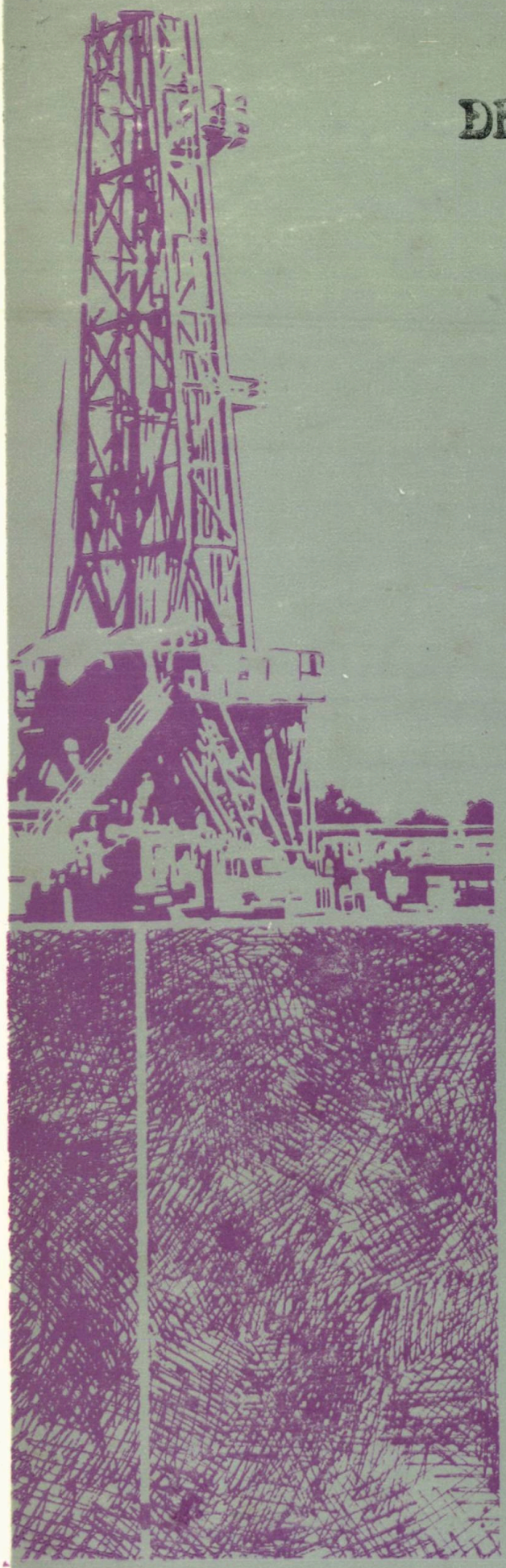


E 1445 04

MINE PETROL GAZE

BUCUREŞTI – ROMÂNIA ◆ Vol. 38, februarie 1987

2



INTREPRINDEREA DE UTILAJ PETROLIER SI REPARATII TELEAJEN

I.U.P.R. TELEAJEN
PLOIESTI, str. Mihai Bravu nr. 243
telefon 44531, 43990, telex 19322

P R O D U C E :

INSTALATIE PENTRU FREZAT DOPURI DE CIMENT CU ACTIONARE HIDROSTATICA, DESTINATA EFECTUARII URMATOARELOR OPERATII:

- frezarea dopurilor de ciment;
- frezarea si spălarea dopurilor de nisip din coloanele perforate;
- frezarea la interior a burlanelor, prăjinilor si tevilor de extractie;
- frezarea prin burlane defecte;
- tălerea în interior a burlanelor sau prăjinilor;
- frezarea burlanelor în vederea devierii găurii de sondă;
- diferite operatii de interventie si carotare.

CARACTERISTICI FUNCTIONALE SI CONSTRUCTIVE:

- sarcina maximă de lucru, 50 tf;
- turatia la moment maxim 70 rot/min;
- turatia maximă, 140 rot/min;
- momentul maxim (motoarele hidrostatice legate în paralel), 376 kgf.m;
- moment la turatia maximă (motoarele legate în serie), 188 kgf.m;
- rotirea coloanei de foraj - cu dispozitiv de rotire actionat hidrostatic;
- diametrul minim de trecere a fluidului de foraj, 43 mm;
- presiune maximă de lucru 140 bar;
- motor diesel tip D 110;
- pompă hidrostatică cu pistoane axiale si debit variabil F - 125;
- motoare hidrostatice cu pistoane axiale si debit constant, F - 125 - 25^{0},
- furtunuri de înaltă presiune (Pn=150 bar) Dn - 25 si Dn - 13;
- instalatia este montată pe remorcă monoax.

MINE, PETROL ŞI GAZE

ORGAN AL MINISTERULUI MINELOR, PETROLULUI ŞI GEOLOGIEI

ANUL XXXVIII

Nr. 2 1987

CUPRINS

Popa, A., Gâf-Deac, I. **Asupra problemei decizionale complexe de alegere a metodelor de exploatare dintr-un număr finit de alternative** 57

Petrescu, Gh. ş.a. **Calculul susţinerii inelare ţinînd seama de rigiditatea diferită pe diversele intervale** 61

Buşe, Fl. ş.a. **Posibilităţi de utilizare a calculatorului electronic la proiectarea reţelelor de aeraj minier** 64

Constantinescu, I., Darabont, Al. **Combaterea zgomotului şi vibraţiilor la compresoarele de aer cu piston din industria minieră (II)** 72

Noaghi, Tr., Noaghi, S. **Model matematic al organizării optimale a exploatării într-o unitate cu structură simplă** 80

Pavel, A. **Calculul îmbinărilor prin flanşe ale garniturilor de prăjini folosite pentru forarea sondelor cu diametre mari** 83

Minescu, Fl., Minescu, M. **Metodă şi instalaţie pentru determinarea factorului de neidealitate *Z* al gazelor** 94

Stan, Al. D. **Gazele pierdute prin neetanşeităţile sistemului de transport** 99

COLEGIUL DE REDACŢIE

Ing. VASILE SCRIPĂŢ, preşedinte ; dr. ing. **GHEORGHE ALDEA** ; ing. **ŞTEFAN BENEA** ; dr. geol. **IOSIF BERCIA** ; ing. **TEODOR BORU** ; dr. ing. **GHEORGHE DONŢOV DANU** ; dr. ing. **IANCU GEANGĂLĂ** ; dr. ing. **FLOREA NEAGU** ; ing. **NICOLAE PANTILIE** ; **ELENA VRĂNCEANU**, redactor.

REZUMATE

C.Z. 622.2(018) : 518

Popa, A., Gâf-Deac, I. *Asupra problemei decizionale complexe de alegere a metodelor de exploatare dintr-un număr finit de alternative*

Se prezintă un model pentru problema decizională complexă, condiţiile generale care determină alegerea metodelor de exploatare şi o corelaţie între caracteristicile zăcămintelor şi posibilitatea aplicării celor mai corespunzătoare procedee de extragere. Modelul de analiză generală a eficienţei şi estimarea interacţiunii între elementele metodelor de exploatare cu condiţiile geo-miniere evidenţiază posibilităţile de ansamblu care soluţionează problema alegerii modului de lucru în subteran, cu rezultate scontate.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 2, 1987

C.Z. 622.281.35 : 518

Petrescu, G. ş.a. *Calculul susţinerii inelare ţinînd seama de rigiditatea diferită pe diversele intervale*

Autorii demonstrează că porţiunile în care profilul metalic este dublat nu influenţează, în nici un fel, distribuţia momentului încovoietor de-a lungul inelului. De aici rezultă că nici celelalte eforturi — forţa axială şi forţa tăietoare — nu vor fi influenţate în ce priveşte distribuţia lor.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 2, 1987

C.Z. 622.4.001 : 681.3

Buşe, Fl. ş.a. *Posibilităţi de utilizare a calculatorului electronic la proiectarea reţelelor de aeraj minier*

Autorii au elaborat un pachet de programe care se poate utiliza la proiectarea unei reţele de aeraj şi reproiectarea reţelei în cazul unor schimbări cum ar fi : închiderea-deschiderea de lucrări miniere, punerea-scoaterea din funcţiune a unor ventilatoare, modificarea acelor caracteristici ale lucrărilor miniere (lungime, secţiune, perimetru, coeficient de rezistenţă) care influenţează rezistenţa aerodinamică şi implicit debitul de aer.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 2, 1987

C.Z. 622.233.85 : 622.8

Constantinescu, I., Darabont, Al. *Combaterea zgomotului şi vibraţiilor la compresoarele de aer cu piston din industria minieră (II)*

În a doua parte a lucrării se analizează metodele de combatere a zgomotului (ecrane, cabine şi carcase fonoizolante ; camere de aspiraţie, amortizoare de pulsaţii ale curentului de aer din conducte şi atenuatoare de zgomot pentru eşaparea aerului), precum şi metodele de combatere a vibraţiilor (vibroizolarea compresoarelor şi conductelor).

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 2, 1987

C.Z. 622.272 :658.5 : 518

Noaghi, Tr., Noaghi, S. *Model matematic al organizării optimale a exploatării într-o unitate cu structură simplă*

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 2, 1987

C.Z. 622.24.053 : 518

Pavel, A. *Calculul îmbinărilor prin flanşe ale garniturilor de prăjini folosite pentru forarea sondelor cu diametre mari*

Se expune o metodă proprie privind calculul îmbinărilor prin flanşe în alternativele : se preiau forţe şi momente care acţionează în planul suprafeţei de contact şi se preiau forţe şi momente care acţionează într-un plan normal la suprafaţa de contact. În final se materializează trei aplicaţii numerice.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 2, 1987

C.Z. 622.324.5

Minescu, Fl., Minescu, M. *Metodă şi instalaţie pentru determinarea factorului de neidealitate Z al gazelor*

Este prezentată o instalaţie construită în cadrul Institutului de Petrol şi Gaze din Ploieşti pentru determinarea factorului de neidealitate *Z* al gazelor care permite, faţă de instalaţiile existente, depistarea fenomenului de condensare retrogradă atunci cînd acest fenomen apare în cursul destinderii. Este prezentată şi o metodă aferentă instalaţiei care nu necesită realizarea vidului în una din camerele celulei autoclave.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 2, 1987

C.Z. 622.692.4

Stan, Al. D. *Gazele pierdute prin neetanşeităţile sistemului de transport*

Se analizează debitul scurs printr-un orificiu deschis, viteza şi debitul filtrat printr-un mediu poros, precum şi posibilităţile de reducere a pierderilor de gaze.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 2, 1987

CONTENTS

C.Z. 622.2(018).518

Popa, A., Gâf-Deac, I. *On the complex decisional problem of the mining method selection from a finite number of alternatives*

A model is presented for the complex decisional problem, together with the general conditions which determine the selection of the mining methods and a co-relation between the characteristics of the deposits and the possibility to apply the most adequate recovery procedures. The general model for efficiency studies and the evaluation of the interaction between the elements of the mining methods and the geological and mining conditions outline the general possibilities to solve the underground working method selection with predictable results.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 2, 1987

C.Z. 622.281.35 : 518

Petrescu, G. et al. *Calculation of the ring type supports considering different rigidities at different intervals*

The authors prove that the parts of the gallery in which the metallic profile is doubled do not, in any way, influence the distribution of the bending moment along the ring. It follows that the other strains — the axial and the shearing forces — will not be influenced either, as far as their distribution is concerned.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 2, 1987

C.Z. 622.4.001.1 : 681.3

Buşe, Fl. et al. *Possibilities of computer applications in the design of mining ventilation systems*

The authors have worked out a software package, which can be used in the design of a ventilation system or in its re-design in circumstances such as: closing- opening of mining workings, putting into or taking out of operation of fans, modification of those characteristics of the mining workings (length, section, perimeter, resistance coefficient), which affect the aerodynamic resistance, and, implicitly the air flow rate.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 2, 1987

C.Z. 622.233.85 : 622.8

Constantinescu, I., Darabont, Al. *Prevention of noise and vibration produced by air compressors in the mining industry (II)*

In the second part of the paper the methods of noise prevention (screens, booths and noise damping enclosures: suction chambers: pulsation dampers for the the air stream in the pipes and noise dampers for the air exhaust) and the methods of vibration prevention (vibroinsulation for the compressors and the pipes) are presented.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 2, 1987

C.Z. 622.272 : 658.518

Noaghi, Tr., Noaghi, S. *Mathematical model for the optimized organization of mining in a simple structure unit.*

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 2, 1987

C.Z. 622.24.053 : 518

Pavel, A. *Calculation of the flange couplings of the drill-pipe strings for large diameter well drilling*

The author has worked out a method regarding the calculation of the flange couplings in two alternatives: taking over forces and moments acting in the plane of the contact surface and taking over forces and moments acting in a plane normal to the contact surface. Finally three numerical applications are presented.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 2, 1987

C.Z. 622.324.5

Minescu, Fl., Minescu, M. *Method and installation for the determination of the gas non-ideality factor Z*

The authors present an installation built at the Institute for Petroleum and Gas of Ploieşti for the determination of the gas non-ideality factor Z, which compared to the existing installations permits the detection of the retrograde condensation when this phenomenon occurs during the expansion. The method used in connection with this installation does not require vacuum production in one of the autoclave cell chambers.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 2, 1987

C.Z. 622.692.4

Stan, Al. D. *Gas losses due to transport system leakages*

The rate of gas leaking through an open orifice, the speed and the rate of gas flowing through porous media and the possibilities of reducing gas losses are presented.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 2, 1987

СОДЕРЖАНИЕ

C.Z. 622.2(018) : 518

Попа, А., Гыф-Деак, И. *О комплексном решительном вопросе выбора методов разработки из ограничительного числа вариантов*

Представлены новая модель комплексного решительного вопроса, общие условия, обусловливающие выбор методов разработки и соотношение характеристик месторождений и возможность применения самых соответствующих добывающих способов. Модель общего анализа эффективности и оценка взаимоотношения элементов методов разработки и горногеологических условий выявляют общие возможности, решающие вопрос выбора способа подземной разработки, с хорошими результатами.

Ключевые слова: выбор, методы разработки, варианты, модель, месторождения, эффективность, результаты.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 2, 1987

C.Z. 622.281.35 : 518

Петреску, Г. и др. *Расчёт кольцевой крепи учитывая различную жесткость на различные интервалы*

Авторы продемонстрируют, что участки в которых металлическая крепь двойная не совсем не влияет распределение изгибающего момента по кольцу. Вытекает, что ни другие усилия — осевая сила и резающая сила — не будут появлены с точки зрения их распределения.

Ключевые слова: расчёт, кольцевые крепи, жёстокость, влияние, усилия.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 2, 1987

C.Z. 622.4.001.1 : 681.3

Буше, Фл. и др. *Вазможности использования вычислительных машин для проектирования сетей горного проветравания*

Авторы разработали пакет программ, которые могут быть использованы при проектировании сетей проветривания и перепроектировании сети в случае некоторых изменений как например: открытие-ликвидация горных выработок, ввод в работу — вывод из строя некоторых вентиляторов, изменения тех характеристик горных выработок (длина, сечение, периметр, коэффициент крепости), которые влияют на аэродинамическую стойкость и производительность воздуха.

Ключевые слова: проектирование, проветривание, вычислительные машины, пакет программ, вентиляторы, характеристики.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 2, 1987

C.Z. 622.233.85 : 622.8

Константинеску, И., Дарабонт, Ал. *Подавление шума и вибраций при работе компрессоров воздуха в горнодобывающей промышленности (II)*

Во второй части статьи анализированы методы подавления шума (экраны, кабины, шумопоглощающие каркасы, аспирационные помещания, амортизаторы пульсаций воздушного тока в проводах и шумозатухатели для выхлопа воздуха), а также методы подавления вибраций (виброизоляция компрессоров и трубопроводов).

Ключевые слова: подавление, шум, вибрации, компрессоры, сжатый воздух, методы.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 2, 1987

C.Z. 622.272 : 658.5 : 518

Ноаги, Тр, Ноаги, С. *Математическая модель оптимальной организации эксплуатации в предприятии с простой структурой*

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 2, 1987

C.Z. 622.24.053.518

Павел, А. *Расчёт фланцевых соединений штанговых ставов, используемых для бурения скважин большого диаметра*

Автор предлогает новый метод расчёта фланцевых соединений в следующих вариантах: воспринимаются силы и моменты, действующие в плане контактной поверхности, а также воспринимаются силы и моменты, действующие в нормальном плане на контактной поверхности. В конце представляются .три числительных применения.

Ключевые слова: расчёт, фланцевое соединение, бурение, скважины, новый метод, варианты, числительные применения.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 2, 1987

C.Z. 622.324.5

Минеску, фл., Минеску, М. *Метод и установка для определения фактора неидеальности Z газов*

Представляется новая установка, разработана специалистами Института нефти и газов Плоешть для определения фактора неидеальности *Z* газов, которая обеспечивает, по сравнении с другими установками, обнаружение явления постепенной конденсации, как это явление появляет во время расширения. Представлен тоже метод для этой установки, которая не требует осуществления вакуума в одной камере автоклава.

Ключевые слова: метод, установка, фактор неидеальности, газы, конденсация, расширение, вакуум.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 2, 1987

C.Z. 622.692.4

Стан, Ал. Д. *Потерянные газы через неуплотнительные соединения транспортной системы*

Анализируются потерянный дебит через открытое отверстие, скорость и фильтрированный дебит через пористую среду, а также возможности сокращения газовых потерей.

Ключевые слова: газовые потери, неуплотнения, транспортная система, пористая среда.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 2, 1987

SOMMAIRE

C.Z. 622.2(018) : 518

Popa, A., Gâf-Deac, I. *Sur le problème complexe du choix des méthodes d'exploitation d'un nombre limité d'alternatives*

On présente un modéle pour le probléme complexe de la décision, les conditions généraux qui déterminent le choix des méthodes d'exploitation et une corrélation entre les caractéristiques des gisements et la possibilité d'application des procedés d'extraction les plus adequates. Le modèle d'analyse générale de l'efficacité et l'évaluation de l'interaction entre les éléments des méthodes d'exploitation avec les conditions géo-minières mettent en évidence les possibilités d'ensemble qui donnent une solution au problème du choix de la manière de travail dans le souterrain, avec les résultats désirés

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 2, 1987

C.Z. 622.281.35 : 518

Petrescu G. et al. *Le calcul du soutènement en anneaux tenant compte de la rigidité différente dans les intervales divers*

Les auteurs démontrent que les portions dans lesquelles le profil métallique est doublé n'ont aucune influence sur la distribution du moment fléchissant le long de l'anneau. D'ici résulte que ni les autres efforts — la force axiale et l'effort de cisaillement — ne sont pas influencés en ce qui concerne leur distribution.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 2, 1987

C.Z. 622.4.001.1 : 681.3

Buşe, Fl. ş.a. *Possibilités d'utilisation du calculateur électronique dans la projection des réseaux d'aérage minier*

Les auteurs ont élaboré un paquet de programmes qui peut être utilisé dans la projection d'un réseau d'aérage et sa réprojection dans le cas de certaines modifications, comme par exemple: la fermeture-ouverture des travaux miniers, la mise en fonction ou l'arrêt de certains ventilateurs, la modification des caractéristiques des travaux miniers (longueur, séction, périmètre, coefficient de résistance) qui influencent la résistance aérodynamique et, implicitement, le débit d'air.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 2,1987

C.Z. 622.233.85 : 622.8

Constantinescu, I., Darabont, Al. *Le combat du bruit et des vibrations des compresseurs d'air à piston, utilisés dans l'industrie minière (II)*

Dans la seconde partie de l'ouvrage on analyse les méthodes de combat du bruit (ecrans, cabines et carcasses phonoisolantes: chambres d'aspiration, amortisseurs des pulsations du courant d'air des conduits et atténuateurs de bruit pour l'échappement de l'air), de même que les méthodes de combat des vibrations (le vibroisolement des compresseurs et le vibroisolement des conduits).

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 2, 1987

C.Z. 622.272 : 658.5 : 518

Noaghi, Tr., Noaghi, S. *Modèle mathématique de l'organisation optimale de l'exploitation dans une unité à structure simple*

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 2, 1987

C.Z. 622.24 : 053.518

Pavel, A. *Le calcul des raccords à brides des trains de tiges utilisés pour le forage des puits à diamètre réduit*

On expose une nouvelle méthode concernant le calcul des raccords à brides dans les alternatives: on prend des forces et des moments qui actionnent dans le plan de la surface de contact et on prend des forces et des moments qui actionnent dans un plan normal à la surface de contact. On présente en final trois applications numériques.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 2, 1987

C.Z. 622.324.5

Minescu, Fl., Minescu, M., *Méthode et installation pour la détermination du facteur de non-idéalité Z des gaz*

On présente une installation construite à l'Institut de pétrole et gaz de Ploieşti pour la détermination du facteur de non-idéalité *Z* des gaz qui permet la détection du phénomène de condensation graduelle quand ce phénomène apparait au cours de la détente. On présente aussi une méthode afférente à l'installation qui ne nécessite pas la réalisation du vide dans une des chambres de la cellule autoclave.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 2, 1987

C.Z. 622.692.4

Stan Al. D. *Gaz perdus par les non-étanchéités du système de transport*

On analyse le débit écoulé par un orifice ouvert, la vitesse et le débit filtré par un milieu poreux, aussi que les possibilités de réduction des pertes de gaz.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 2, 1987

INHALT

C.Z. 622.2(018).518

Popa A., Gâf-Deac, I. *Über das Problem der komplexen Wahlentscheidungen betreffend die Abbaumethoden aus endlichvielen Alternativen*

Vorgestellt wird ein Modell für das Problem der komplexen Entscheidungsnahmen, die allgemeinen Bedingungen welche die Wahl der Abbaumethoden bestimmen und eine Korrelation zwischen den Lagerstätteneigenschaften und die Anwendung der zweckmässigsten Gewinnungsverfahren. Das Modell der allgemeinen Überprüfung der Effizienz und der Einschätzung des Zusammenhangs zwischen den Elementen der Abbaumethoden und den geologischen und bergmänischen Verhältnissen zeichnet die Gesamtmöglichkeiten aus, welche zur Lösung des Problems der Wahl der Arbeitsverfahren mit erwarteten Ergebnissen untertage führen.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 2, 1987

C.Z. 622.281.35 : 518

Petrescu C. et al. *Die Berechnung des Ringausbaus unter Berücksichtigung der jeweils verschiedlichen Steifigkeit auf verschiedenen Streckenbereichen*

Die Verfasser beweisen dass die Streckenbereichen in welchen das metallische Profil doppelt eingesetzt wird, die Verteilung des Biegemomentse den Ring entlang auf keiner Weise beeinflüssen. Daraus ergibt sich dass die anderen Kräfte (die Axial- und die Schnittkraft), was deren Verteilung betrifft, auch nicht beeinflösst werden.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 2, 1987

C.Z. 622.4.001.1 : 681.3

Buşe, Fl. et al. *Anwendungsmöglichkeiten des elektronischen Rechners in der Auslegung der Bewetterungsnetze*

Die Verfasser haben ein Programmenpaket erarbeitet, welche zur Auslegung eines Bewetterungsnetzes oder zu seinem Umbau benutzt werden können, im Falle von Änderungen, wie z.B.: Sperrung-Erschliessung von Grubenbauen, Inbetriebs- und Ausserbetriebssetzung von Ventilatoren, Änderung jener Charakteristiken der Grubenbaue (Länge, Querschnitt, Feldumfang, Festigkeitskoefficient), welche den aerodynamischen Widerstand und die Luftmenge beeinflüssen.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 2, 1987

C.Z. 622.233.85 : 622.8

Constantinescu, I., Darabont, Al. *Die Bekämpfung des Geräusches und der Vibrationen bei den Druckluft verdichtern in der Bergbauindustrie (II)*

Im dem zweiten Teil des Artikels werden die Geräuschbekämpfungs methoden (Schallwand, Schalldämpfungskabinen und -gehäuse, Saugkammern; Dämpfer für Luftstrompulsationen in den Wetterleitungen und Schalldämpfer für die Luftauspufferung) sowie die Vibrationsbekämpfungsmethoden (Vibrationsabdichtung der Verdichter und der Leitungen) überprüft.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 2, 1987

C.Z. 622.272 : 658.5 : 518

Noaghi, Tr., Noaghi, S. *Mathematisches Modell für die optimale Organisierung des Abbaus in einem Betrieb mit einfacher Struktur*

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 2, 1987

C.Z. 622.24.053 : 518

Pavel, A. *Die Berechnung der Flanschkupplungen der Bohrgestängenzüge für die Grosslochbohrungen*

Vorgestellt wird eine eigene Methode für die Berechnung der Flanschkupplungen in den folgenden Alternativen: Kräfte und Momente werden übernommen, welche in der Ebene der Kontaktfläche wirken und Kräfte und Momente werden übernommen, welche in einer normalen Ebene zu der Kontakt fläche wirken. Am Ende werden auch drei numerischen Beispiele gegeben.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr., 2, 1987

C.Z. 622.324.5

Minescu, Fl., Minescu, M. *Methode und Anlage für die Bestimmung des Gasenunidealitätsfaktor Z*

Vorgestellt wird eine bei dem Institut für Petroleum und Gase von Ploieşti gebildete Anlage zur Bestimmung des Gasenunidealitätsfaktor *Z*. Gegenüber die vorhandenen Anlagen, ermöglicht diese die Detektion der retrograden Kondensation, wenn diese Erscheinung während der Ausdehnung eintritt. Vorgestellt wird auch eine der Anlage angemessene Methode welche die Vakuumerzeugung in einer der Kammern der Autoklavzelle nicht fordert.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 2, 1987

C.Z. 622.692.4

Stan, Al. D. *Gasenverlusste durch die Undichtigkeit des Transportsystems*

Überprüft wird die durch einen offenen Loch ausströmende Gasmenge, die Geschwindigkeit und die durch poröse Medien gefilterten Mengen, sowie die Veminderungsmöglichkeiten der Gasverlusste.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 2, 1987

Asupra problemei decizionale complexe de alegere a metodelor de exploatare dintr-un număr finit de alternative

Prof. dr. doc. **A. Popa**
Institutul de Mine Petroşani
ing. **I. Gâf-Deac**
Ministerul Minelor, Petrolului şi Geologiei

I. Aspecte generale

Alegerea metodelor de exploatare se caracterizează, în această etapă, prin combinarea procedeelor ştiinţifice cu cele empirice (experienţe, similitudini, tradiţie, rutină), ceea ce nu conduce întotdeauna la rezultatele scontate. O dată cu diversificarea accentuată a condiţiilor de lucru şi atragerea în circuitul economic a unor zăcăminte tectonizate sau neregulate, mulţimea metodelor de exploatare, în variante sau subvariante, a crescut.

În literatura de specialitate se încearcă o clasificare a metodelor de exploatare care, ca număr, au depăşit cifra de 200, însă stabilitatea acestei clasificări nu este realizată.

Permanent, în funcţie de noile condiţii geologico-miniere, metodele de exploatare suferă schimbări, combinări, adaptări ori sînt implementate alte procedee noi. Din acest motiv abordarea exactă a variantelor sau alternativelor, într-o analiză, în vederea alegerii metodelor de exploatare, este dificilă.

Identificarea şi formularea unor procedee matematice, de regulă pe baze statistice, cu grad de probabilitate mai ridicat, şi acordarea unei atenţii sporite condiţiilor de zăcămînt, pot creşte gradul de obiectivizare în alegerea metodelor de exploatare.

II. Model pentru problema decizională complexă de stabilire a metodei de exploatare dintr-un număr finit de alternative

Metodele obişnuite ale teoriei deciziei abordează, de regulă, separat problemele caracteristice ale procesului de alegere a variantelor, pe motiv de simplificare.

În practica minieră, situaţiile decizionale pentru metodele de exploatare a cărbunilor nu sînt simple, ci se constituie într-un proces de decizie complex. Alegerea unei metode de exploatare este o acţiune conştientă. Ea se caracterizează prin:

— o mulţime finită de scopuri (soluţii optime) pe care le urmăreşte cel ce decide;

— existenţa unui decident (de regulă colectiv);

— o mulţime finită (sau chiar infinită, luînd ca bază modificarea semnalelor geologice) de alternative din care trebuie selecţionată una;

— o mulţime finită de stări ale naturii (sau infinită, din aceleaşi considerente) în care se desfăşoară metodele de exploatare;

— o mulţime finită sau infinită de consecinţe ale variantelor de extracţie alese, depinzînd de starea geologico-minieră şi de obiectivul urmărit;

— o regulă de alegere prin care se stabileşte o alternativă optimă de exploatare, adică cu maximă utilitate.

Pentru o mulţime finită de metode de exploatare (ca obiective compatibile) de forma:

$$X = \{X_1, X_2, \ldots, X_n\} \tag{1}$$

se consideră obiectivele $X_j (j \in \{1, 2, \ldots, n\})$ cărora li se asociază un coeficient de importanţă C_j care îndeplineşte condiţia:

$$\sum_{k=1}^{n} C_j = 1. \tag{2}$$

Există o mulţime de posibilităţi de aplicare a acestor metode de exploatare în subteran de forma:

$$N = \{N_1, N_2, \ldots, N_S\} \tag{3}$$

şi fiecărei asemenea stări i se asociază o probabilitate de îndeplinire (de aplicare). Deci, pentru stările asociate $N_k (K \in \{1, 2, \ldots, S\})$, probabilitatea p_k are condiţia:

$$\sum_{k=1}^{s} p_k = 1. \tag{4}$$

Se defineşte mulţimea:

$$Y = X \cdot N = \{Y_{jk}\}, \tag{5}$$

în care elementul Y_{jk} reprezintă metoda de exploatare X_j aplicată pentru starea geologico-minieră N_k. Această metodă de exploatare (ca element) este formată dintr-o mulţime de subvariante sau nivele de forma:

$$Y_{jk} = \{x_{jk_1}, x_{jk_2}, \ldots, x_{jk_n}\}. \tag{6}$$

În întreprinderile miniere, la nivelul combinatelor şi centralelor sau al institutelor de cercetare-proiectare, există o mulţime de decidenţi:

$$D = \{D_1, D_2, \ldots, D_t\}, \tag{7}$$

fiecărui decident alocîndu-i-se un coeficient de competenţă a_d, funcţie de modul cum cu-

noaşte condiţiile de zăcămînt şi ce interese economico-productive intervin, astfel încît:

$$\sum_{d=1}^{t} a_d = 1. \qquad (8)$$

Decidenţii dispun de o mulţime de alternative admisibile notate:

$$A = \{A_1, A_2, \ldots, A_m\}, \qquad (9)$$

fiecăreia dintre alternativele de exploatare corespunzîndu-i mai multe consecinţe posibile, în funcţie de metoda considerată şi starea geologico-minieră respectivă.

Mulţimea consecinţelor (a rezultatelor), se defineşte astfel:

$$C = X \cdot N \cdot A = \{x_{jkl}\}, \qquad (10)$$

$$(i = 1,2,\ldots, m),$$

cu observaţia că fiecare consecinţă a metodei de exploatare aleasă este un nivel de forma:

$$X_{jkl} \in Y_{jl}. \qquad (11)$$

În continuare se poate estima utilitatea convenţională, cea de grup şi cea complexă pentru sistemul metodelor de exploatare a cărbunelui.

În funcţie de natura probabilistică a informaţiilor privind realizarea consecinţelor, se adoptă o decizie adecvată privind implementarea unei metode de exploatare.

În condiţii de certitudine se alege alternativa căreia îi corespunde utilitatea complexă maximă.

Pentru condiţii de risc se adoptă decizia căreia îi corespunde o utilitate complexă medie maximă. Pentru cazul condiţiilor de incertitudine se aplică scheme matematice mai complicate.

Formalizarea acestei imagini despre posibilităţile de alegere a unei metode de exploatare corespunzătoare, în concordanţă cu condiţiile geologico-miniere specifice, reduce gradul de empirism în decizie şi în activitatea productivă în general.

III. Condiţii generale care determină alegerea metodelor de exploatare

Cu toate că alegerea metodelor de exploatare este legată de diversitatea şi particularităţile zăcămintelor, se pot trage concluzii orientative, practice, urmărind un număr de situaţii C_{ij} care, reunite într-o condiţionare reciprocă, dau o imagine şi o posibilitate suficientă de aplicare a unei tehnologii.

Astfel, într-o succesiune convenţională se identifică:

1. Condiţii geologice
   - proprietăţi fizico-mecanice ale zăcămîntului;
   - proprietăţi fizico-mecanice ale rocilor înconjurătoare;
   - extinderea, cantonarea şi configuraţia stratelor;
   - deranjamentele geologice;
   - incluziuni şi intercalaţii ş.a.
2. Condiţii miniere
   - dirijarea presiunii miniere;
   - nivelarea şi geometrizarea panourilor sau feliilor;
   - transport, echipare şi dezechipare în abataje;
   - galerii amplasate după regula cunoaşterii şi evitării zonelor cu presiuni excesive;
   - accesul la zăcămînt;
   - aerajul minier ş.a.
3. Condiţii tehnico-funcţionale ale utilajelor din dotare
   - compatibilitatea utilajelor cu situaţia geologică;
   - fiabilitatea;
   - posibilităţile de preluare a suprasolicitărilor;
   - portanţă mărită;
   - tipizarea şi interşanjabilitatea pieselor;
   - revizii-reparaţii simple;
   - comanda secvenţială de la distanţă ş.a.
4. Condiţii geometrice
   - ale stratelor;
   - ale metodelor de exploatare ş.a.
5. Condiţii de securitate a muncii şi a zăcămîntului
   - focuri de mină (subminarea);
   - borchişuri (asecarea);
   - metanul (exploatarea în avans sau în retragere);
   - predispoziţia la erupţii şi degajări instantanee ş.a.
6. Condiţii economico-organizatorice
   - grad redus de pierdere de zăcămînt în exploatare;
   - instrumentaţii şi manoperă redusă;
   - creşterea producţiei pe abataj;
   - mica mecanizare;
   - personal redus numeric la front (chiar fără oameni);
   - consumuri materiale mici ş.a.
7. Alte condiţii

Condiţiile generale C_G sînt funcţie de numărul de condiţii specifice:

$$C_G = f(C_1, C_2, \ldots, C_7). \qquad (12)$$

Totodată :

$$C_{Gi} = \sum_{j=1}^{7} \left(\bigcup_{i=1}^{7} C_{ij} \right); \quad \begin{pmatrix} i, j > 0 \\ i, j \in N \end{pmatrix} \tag{13}$$

Metoda de exploatare M se poate alege la limita condiţiilor generale minimizate sau maximizate ca expresie naturală, adică :

$$min,\ max \sum_{i=1}^{n} C_{Gi} \rightarrow M, \tag{14}$$

ceea ce înseamnă că :

$$M = f\left(min,\ max \bigcup_{i=1}^{n} C_{Gi} \right). \tag{15}$$

Factorii cuprinşi joacă încă rol însemnat în alegerea metodelor de exploatare. Este cert că pentru condiţii particulare de zăcămînt aceştia pot fi urmăriţi şi prelucraţi cel puţin statistic, obţinîndu-se expresia unor criterii practice de aplicare a tehnologiilor aferente.

IV. Corelaţia între caracteristicile zăcămintelor de cărbuni şi posibilitatea aplicării celor mai corespunzătoare metode de exploatare

Aplicarea metodelor de exploatare presupune analiza şi alegerea unui număr complet de elemente dimensionale, în concordanţă cu caracteristicile zăcămintelor de cărbuni.

Numărul de posibilităţi de aplicare depinde, liniar, de numărul caracteristicilor metodei respective (fig. 1).

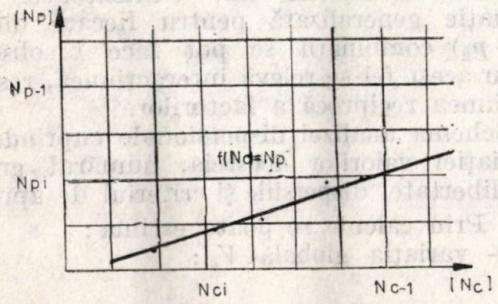


Fig. 1. Dependenţa între numărul caracteristicilor metodelor de exploatare N_c şi numărul posibilităţilor de aplicare ale acestora N_p

Între elementele geo-miniere specifice zăcămintelor şi metodele de exploatare se stabilesc corelaţii.

Pentru exemplificare, la un număr de 10 mine din bazinul carbonifer Valea Jiului, pe o etapă dată, într-un interval de timp cvasiconstant, s-a conturat corelaţia şi regresia liniară simplă între numărul mediu al abatajelor frontale (ale fiecărei unităţi) — x şi lungimea y, de avansare totală pe direcţie în blocul sau cîmpul de abataj respectiv (fig.2).

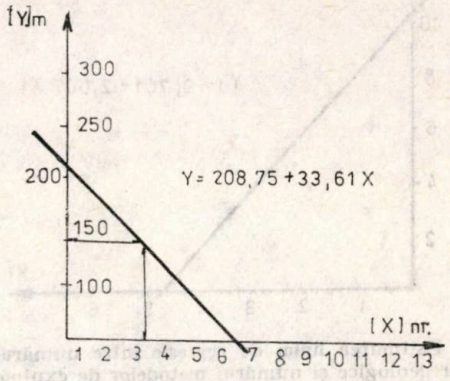


Fig. 2. Estimarea liniei de regresie între metodele de exploatare şi lungimea medie de avansare pe direcţie pentru minele din Valea Jiului

Aplicînd pentru calculul liniarităţii liniei de regresie ecuaţia :

$$\bar{y} = a + bx, \tag{16}$$

prin sistemul de ecuaţii normale :

$$\begin{cases} na + b\Sigma x = \Sigma y \\ a\Sigma x + b\Sigma x^2 = \Sigma xy, \end{cases} \tag{17}$$

se obţine o estimare a liniei de regresie prin dreapta :

$$y = 208{,}75 + 33{,}61\ x. \tag{18}$$

Această dreaptă este caracteristică intervalului de timp considerat şi demonstrează că, în general, există un număr mic de abataje care să aibă posibilitatea avansării, pe direcţie, pe o lungime mare sau foarte mare. Aspectul se confirmă, practic mai ales pentru condiţiile geologico-miniere dificile ale Văii Jiului.

Luînd în considerare şi alţi parametri, cum sînt numărul caracteristicilor geologice şi tectonice care influenţează activitatea de exploatare y_1 şi numărul metodelor cu subvariantele respective, care pot fi aplicate în eşantionul cercetat x_1, se poate deduce, de asemenea, o corelaţie semnificativă (fig. 3) de forma :

$$y_1 = 9{,}701 - 2{,}007\ x_1. \tag{19}$$

Aceasta arată că dacă numărul caracteristicilor geologice şi tectonice este mare, cu atît este mai mic numărul metodelor de exploatare posibil de aplicat, care să întrunească toate cerinţele de satisfacere a situaţiei geologico-miniere date.

Se poate afirma, generalizat, că între caracteristicile zăcămintelor de cărbuni și posibilitatea alegerii și aplicării celei mai adecvate

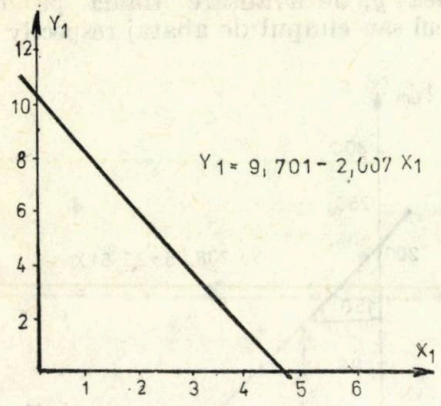


Fig. 3. Estimarea liniei de regresie între numărul caracteristicilor geologice și numărul metodelor de exploatare posibil de aplicat

metode există corelații multiple, transformate la nivel de legături fundamentale, de condiționare reciprocă.

V. Un model de analiză generală a eficienței și estimarea interacțiunii între elementele metodelor de exploatare cu condițiile geologico-miniere

De regulă, este necesară identificarea tuturor mărimilor primare și secundare, a celor variabile și constante, precum și a mărimilor fundamentale și derivate legate de metodele de exploatare.

Separarea variabilelor controlabile și a stimulilor, precum și generarea variantelor cu estimarea acestora devine dificilă datorită, în principal, semnalelor geologice infinite ca număr, ceea ce implică o reducere a configurației lor la însușirile unui interval considerat standard și comparat ca atare în calcul.

Un sistem complex, cum este activitatea de exploatare, se definește generalizat și reprezentativ prin metodele miniere de extragere aplicate.

Strategia de ansamblu vizează alegerea cantităților de producție pentru exploatare, disponibile fiecărei metode, cu costurile totale cele mai mici. Un criteriu global de eficiență se poate formula astfel:

$$E_g = f(E_1, E_2, \ldots E_j \ldots, E_n) \qquad (20)$$

și se poate aprecia că acesta este o funcție de criteriile metodelor de exploatare componente ale sistemului studiat. În acest caz, fiecărei metode de exploatare i se stabilește eficiența după un criteriu și, în continuare, criteriul de eficiență globală este funcție de calitatea și cantitatea componentelor calculate. Alegerea metodei se face urmărind comparativ rezultatele funcției obiectiv propuse.

Pe un nivel inferior al procesului de producție (în subsistem) criteriul de eficiență E_k pentru metoda i în stratul k este:

$$E_k^i = f(a_1, a_2, \ldots, a_n), \qquad (21)$$

cu

$$min,\ max\ a_i = f(b_1, b_2, \ldots, b_m), \qquad (22)$$

în care:

a_i — elemente ale metodelor de exploatare;

b_m — caracteristici ale elementelor metodelor de exploatare.

De altfel, numărul factorilor este mult mai mare și restrîngerea caracterului lor rezultant contribuie, cu o pondere proprie, la exprimarea criteriului de eficiență, prin care se oferă posibilitatea alegerii metodelor de exploatare.

Așadar, mărirea dimensiunii mulțimii strategiilor mărește posibilitatea alegerii cu succes a metodelor de exploatare. Atunci cînd este suficient definit criteriul de eficiență, reuniunea mai multor operații și condiții este favorabilă.

Dintr-o altă perspectivă, considerînd că în activitatea de extragere a cărbunilor acționează doi factori C_{gm} — condiții geologico-miniere ale zăcămîntului — și M_{ex} — metodele de exploatare, atunci cînd primul are p_1 modalități de existență și cel de-al doilea p_2 modalități de aplicare se conturează un model de analiză dispersională bifactorială. Modelul este simplu, întrucît pentru fiecare combinație a celor doi factori se face o observație unică și nu întotdeauna rezultatele sînt edificatoare. Într-o situație generalizată pentru fiecare din cele $(p_1 \cdot p_2)$ combinații se pot face k observații și în acest fel se relevă interacțiunea, respectiv acțiunea reciprocă a factorilor.

Schema analizei dispersionale cuprinde felul variației valorilor acesteia, numărul gradelor de libertate, dispersiile și criteriul de apreciere.

Prin calcule se poate estima:

— variația globală V_g:

$$V_g = \sum_{j,l,i} C_1^2 - \frac{(\sum_{j,l,i} C_1)^2}{p_1 \cdot p_2 \cdot k}; \qquad (23)$$

— variația în raport cu condițiile geologico-miniere de zăcămînt V_{gm}:

$$V_{gm} = \frac{\sum_j (\sum_{l,i} C_1)^2}{p_2 \cdot k} - \frac{(\sum_{j,l,i} C_1')^2}{p_1 \cdot p_2 \cdot k}; \qquad (24)$$

— variaţia în raport cu caracteristicile metodelor de exploatare V_{Mex} :

$$V_{Mex} = \frac{\sum_{l} (\sum_{j,i} C_1)^2}{p_1 \cdot k} - \frac{(\sum_{l,j,i} C_1')^2}{p_1 \cdot p_2 \cdot k}; \qquad (25)$$

— variaţia în interiorul sistemului (reziduală) V_r :

$$V_r = \sum_{j,l,i} C_1^2 - \frac{\sum_{j,l} (\sum_{i} C_1)^2}{k}, \qquad (26)$$

cu $C_1 = X_{j,l,i}$ reprezentînd variaţia valorii parametrilor metodelor de exploatare în raport cu condiţiile geologico-miniere.

Interacţiunea între metodele de exploatare şi condiţiile geologico-miniere din zăcămînt este evidenţiată, în final, de relaţia :

$$V_{gmMex} = V_g - (V_{gm} + V_{Mex} + V_r). \qquad (27)$$

Se poate deduce astfel dacă factorii se influenţează sau nu reciproc şi în acelaşi timp se evidenţiază şi influenţa lor asupra elementelor modelului, iar în final există posibilitatea alegerii metodei de exploatare după criterii adecvate.

Concluzii

1. Alegerea metodelor de exploatare şi aplicarea lor trebuie să se facă avînd la bază elemente ştiinţifice, raţionale.

2. Diversitatea metodelor de exploatare îngreunează realizarea unui sistem unitar de analiză şi decizie pentru alegere.

3. Identificarea adaptărilor variantelor şi subvariantelor de exploatare se constituie în componente ale sistemului decizional.

4. Problema decizională de alegere a metodei de exploatare dintr-un număr finit de alternative este complexă. Caracterul finit al variantelor şi alternativelor ca număr este convenţional.

5. În alegerea metodelor de exploatare decidentul este colectiv, cu toate consecinţele care decurg din această situaţie.

6. În lucrare s-au abordat sistemic legăturile dintre parametrii metodelor de exploatare în subteran şi condiţiile geologico-miniere ale zăcămîntului. Aceasta înseamnă o încercare de a creşte gradul de obiectivizare a fenomenelor şi proceselor din subteran, în raport cu necesitatea eficientizării întregii activităţi tehnico-economice.

Calculul susţinerii inelare ţinînd seama de rigiditatea diferită pe diversele intervale

Conf. dr. ing. **G. Petrescu**, asist ing. **D. Ilincioiu**
Universitatea din Craiova

Dr. ing. **C. Păsărin**, ing. **D. Plăvicheanu**
I.C.I.T.P.M.L. Craiova

I. Introducere

Actualele susţineri metalice, utilizate la armarea galeriilor circulare, sînt formate din patru arce de cerc, cu extensiunea la centru mai mare de 90° şi suprapuse pe o anumită porţiune în zonele în care se face îmbinarea lor cu bride (fig. 1).

Problema care se pune este de a vedea cum influenţează dublarea profilului, din zonele de suprapunere, asupra distribuţiei eforturilor secţionale, în primul rînd asupra distribuţiei momentului încovoietor de-a lungul circumferinţei şi deci asupra capacităţii portante a susţinerii.

Ca şi în lucrarea [1], care s-a ocupat de studiul structurii de bază formată din inel continuu cu secţiunea constantă, problema pusă este odată static nedeterminată.

II. Ridicarea nedeterminării

Se consideră un sfert de inel acţionat de sarcina verticală pL şi sarcina orizontală kpL

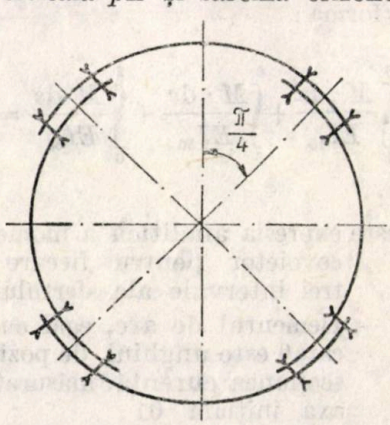


Fig. 1

(fig. 2), în care :

p este valoarea presiunii rocilor la nivelul galeriei ;

L — cîmpul de armare (distanța dintre două inele consecutive) ;

k — coeficientul presiunii laterale, cu valori cuprinse între 0 și 1.

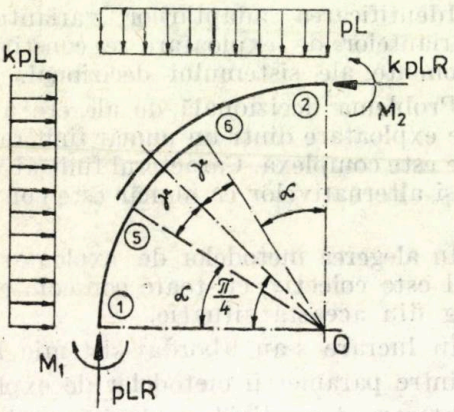


Fig. 2.

Sfertul de inel este format din arcele simple *1—5* și *6—2*, corespunzătoare unghiurilor la centru egale cu α, și din arcul dublat *5—6*, corespunzător unghiului la centru egal cu 2γ.

Acesta este simetric față de bisectoarea unghiului drept 102.

Din condițiile de echilibru rezultă forțele axiale din secțiunile *1* și *2*, egale respectiv cu *pLR* și *kpLR*.

Rămîn necunoscute momentele încovoietoare M_1 și M_2, dintre care unul poate fi calculat din condițiile de echilibru de momente. Pentru determinarea celui rămas necunoscut, se pune condiția că unghiul drept, format din secțiunile *1* și *2*, înainte de deformarea inelului, rămîne tot drept și după deformarea acestuia :

$$\Delta\frac{\Pi}{2} = \Sigma\int\frac{M\cdot \mathrm{d}s}{EI} = 0. \qquad (1)$$

Ținînd seama de figura 2, această condiție capătă forma :

$$\int_1^5\frac{M\cdot \mathrm{d}s}{EI_{15}} + \int_5^6\frac{M\cdot \mathrm{d}s}{EI_{56}} + \int_6^2\frac{M\cdot \mathrm{d}s}{EI_{62}} = 0, \qquad (2)$$

în care :

M este expresia analitică a momentului încovoietor pentru fiecare din cele trei intervale ale sfertului de inel ;

d_s — elementul de arc, egal cu $Rd\theta$, în care θ este unghiul de poziție pentru secțiunea curentă, măsurată față de axa inițială 01 ;

EI — rigiditatea la încovoiere.

Se fac următoarele notații :

$$EI_{15} = EI_{62} = EI ; \qquad (3)$$

$$EI_{56} = cEI ; \qquad (4)$$

în care c este un factor supraunitar, care arată de cîte ori este mai mare momentul de inerție al secțiunii pe partea dublată a inelului față de cel de pe partea de profil simplu.

În acest caz, condiția de deformație devine :

$$\int_1^5\frac{M\cdot Rd\theta}{EI} + \int_5^6\frac{M\cdot Rd\theta}{cEI} + \int_6^2\frac{M\cdot Rd\theta}{EI} = 0, \qquad (5)$$

care, după simplificările de rigoare, ia forma :

$$c\int_1^5 M\cdot \mathrm{d}\theta + \int_5^6 M\cdot \mathrm{d}\theta + \int_6^2 M\cdot \mathrm{d}\theta = 0. \qquad (6)$$

Momentul încovoietor are o singură expresie pe toată lungimea sfertului de cerc [1] :

$$M = M_1 + \frac{1-k}{2}pLR^2\cdot\sin^2\theta. \qquad (7)$$

Se efectuează integrala nedefinită :

$$\int M\mathrm{d}\theta = \int\left[M_1 + \frac{1-k}{2}pLR^2\cdot\sin^2\theta\right]\mathrm{d}\theta =$$

$$= M_1\theta + \frac{1-k}{2}pLR^2\left(\frac{\theta}{2} - \frac{1}{4}\sin 2\theta\right) =$$

$$= M_1\theta + \frac{1-k}{4}pLR^2\left(\theta - \frac{1}{2}\sin 2\theta\right). \qquad (8)$$

Cu ajutorul expresiei (8), se pot calcula integralele definite, pe cele trei intervale :

$$\int_1^5 M\cdot \mathrm{d}\theta = \left| M_1\theta + \frac{1-k}{4}pLR^2\left(\theta - \right.\right.$$

$$\left.\left. - \frac{1}{2}\sin 2\theta\right)\right|_0^{\frac{\pi}{4}-\gamma} = M_1\left(\frac{\pi}{4} - \gamma\right) +$$

$$+ \frac{1-k}{4}pLR^2\left(\frac{\pi}{4} - \gamma - \frac{1}{2}\cos 2\gamma\right), \qquad (9)$$

$$\int_5^6 M\cdot \mathrm{d}\theta = \left| M_1\theta + \frac{1-k}{4}pLR^2\left(\theta - \right.\right.$$

$$-\frac{1}{2}\sin 2\theta\Big)\Big|_{\frac{\pi}{4}-\gamma}^{\frac{\pi}{4}+\gamma} = M_1\cdot 2\gamma +$$

$$+\frac{1-k}{4}pLR^2\cdot 2\gamma. \qquad (10)$$

$$\int_6^2 M\cdot \mathrm{d}\theta = \Big|_{1} + \frac{1-k}{4}pLR^2\Big(\theta -$$

$$-\frac{1}{2}\sin 2\theta\Big)\Big|_{\frac{\pi}{4}+\gamma}^{\frac{\pi}{2}} = M_1\Big(\frac{\pi}{4}-\gamma\Big)+$$

$$+\frac{1-k}{4}pLR^2\Big(\frac{\pi}{4}-\gamma+\frac{1}{2}\cos 2\gamma\Big). \qquad (11)$$

Cu aceasta, condiţia de deformaţie a sfertului de inel capătă următoarea formă :

$$C\cdot M_1\Big(\frac{\pi}{4}-\gamma\Big)+c\frac{1-k}{4}pLR^2\Big(\frac{\pi}{4}-\gamma-$$

$$-\frac{1}{2}\cos 2\gamma\Big)+M_1\cdot 2\gamma+\frac{1-k}{4}pLR^2\cdot 2\gamma+$$

$$+c\cdot M_1\Big(\frac{\pi}{4}-\gamma\Big)+c\frac{1-k}{4}pLR^2\Big(\frac{\pi}{4}-\gamma+$$

$$+\frac{1}{2}\cos 2\gamma\Big)=0 \qquad (12)$$

sau :

$$M_1\Big[2\gamma+c\Big(\frac{\pi}{2}-2\gamma\Big)\Big]+$$

$$+\frac{1-k}{4}pLR^2\Big[2\gamma+c\Big(\frac{\pi}{2}-2\gamma\Big)\Big]=0. \qquad (13)$$

După simplificarea factorilor identici, se obţine :

$$\boxed{M_1=-\frac{1-k}{4}pLR^2}, \qquad (14)$$

iar momentul încovoietor din secţiunea curentă :

$$M = M_1+\frac{1-k}{2}pLR^2\cdot\sin^2\theta =$$

$$=-\frac{1-k}{4}pLR^2(1-2\sin^2\theta). \qquad (15)$$

Concluzii

Comparînd aceste rezultate cu cele găsite în cazul structurilor de bază [1], se observă că porţiunile în care profilul metalic este dublat nu influenţează, în nici un fel, distribuţia momentului încovoietor de-a lungul inelului. Ca urmare, nici celelalte eforturi secţionale — forţa axială şi forţa tăietoare — nu vor fi influenţate în ce priveşte distribuţia lor. Rezultatele pot fi explicate prin simetria constructivă şi de încărcare cu sarcini a inelului.

Avînd în vedere cele rezultate mai sus, se poate pune întrebarea : ce se întîmplă dacă zona de suprapunere a profilelor (zona *5—6*) nu este simetrică în raport cu bisectoarea unghiului drept 102? Sau, ce se întîmplă în cazul în care zona de suprapunere nu mai are centrul situat pe această bisectoare?

Răspunsul la aceste întrebări va fi dat în articolele următoare.

Bibliografie

[1] Petrescu, G. *Consideraţii privind susţinerea metalică a galeriilor miniere circulare.* Mine, Petrol şi Gaze, **38**, nr. 1, 1987.

[2] Buzdugan, Gh. *Rezistenţa materialelor.* Ed. Academiei R.S.R., Bucureşti, 1986.

[3] Mocanu, D. R. *Rezistenţa materialelor.* Ed. tehnică, Bucureşti, 1980.

[4] Covaci, St., Bădulescu, N. *Exploatări miniere în subteran. Exemple de calcul.* Ed. tehnică, Bucureşti, 1982.

[5] Iopescu, Al. *Metode de calcul al stabilităţii lucrărilor miniere subterane şi dimensionarea pilierilor de siguranţă* O.D.P.T.—M.M.P.G., 1973.

Posibilităţi de utilizare a calculatorului electronic la proiectarea reţelelor de aeraj minier

Ing. **Fl. Buşe**
mat. **R. Iancu**
mat. **W. Kees**
T. Goldan
Centrul de calcul electronic Petroşani

I. Generalităţi

Pentru rezolvarea problemelor legate de distribuţia naturală a debitelor de aer într-o reţea de aeraj, distribuţia artificială, reglarea debitelor, stabilirea regimurilor de funcţionare a ventilatoarelor, calculul vitezei de deplasare a curenţilor de aer prin lucrările miniere, există preocupări şi realizări prezentate în literatură [1; 2; 6; 7; 9].

Avînd în vedere tendinţa de utilizare a calculatoarelor electronice în industria minieră, s-a elaborat un pachet de programe care se poate utiliza la proiectarea unei reţele de aeraj şi reproiectarea reţelei în cazul unor schimbări, precum : închiderea/deschiderea de lucrări miniere, punerea în/scoaterea din funcţiune a unor ventilatoare, modificarea acelor caracteristici ale lucrărilor miniere (lungime, secţiune, perimetru, coeficient de rezistenţă) care influenţează rezistenţa aerodinamică şi, implicit, debitul de aer.

Pachetul de programe poate fi folosit pentru testarea unor soluţii de îmbunătăţire a aerajului general, constituindu-se ca un mijloc eficient de simulare a problemelor legate de aerajul minier. Aceste probleme sînt tratate într-o manieră globală, asigurîndu-se un înalt grad de generalitate. Se pot analiza reţele oricît de complexe, cu condiţia ca memoria centrală disponibilă a calculatorului să fie suficientă pentru înregistrarea datelor şi pentru prelucrarea acestora.

II. Datele de intrare şi rezultatele

În cele ce urmează, prin termenul de lucrare minieră sau ramură vom desemna acea porţiune din reţeaua de aeraj pe parcursul căreia rezistenţa aerodinamică şi debitul de aer pot fi considerate constante. Ramurile pot fi de trei tipuri : cu debit impus (tip=1), cu ventilator (tip $=-1$), obişnuite (tip $=0$).

În cazul problemei distribuţiei naturale a debitelor de aer, pornind de la : structura reţelei, rezistenţele aerodinamice ale ramurilor şi curbele caracteristice ale ventilatoarelor principale se calculează : debitele de aer pentru toate lucrările miniere, debitele şi depresiunile create de ventilatoarele principale, vitezele de circulaţie a aerului prin toate ramurile.

Pot fi luate în considerare şi depresiunile create de tirajul natural, atît în situaţia distribuţiei naturale, cît şi în cazul celei impuse.

În cazul problemei distribuţiei artificiale se pleacă de la : structura reţelei, rezistenţele aerodinamice ale lucrărilor miniere, debitele impuse prestabilite, curbele caracteristice ale ventilatoarelor principale şi se determină : debitele de aer pentru lucrările miniere obişnuite, debitele şi depresiunile la care funcţionează ventilatoarele principale, depresiunile pozitive sau negative ce trebuie create de-a lungul, ciclurilor care conţin ramuri cu debit impus pentru asigurarea acestor debite şi vitezele de circulaţie a curenţilor de aer prin toate lucrările miniere.

În ambele situaţii, prin structura reţelei înţelegem numărul de : noduri, ramuri obişnuite, ventilatoare principale, ramuri cu debit impus; modul în care lucrările miniere se leagă între ele în noduri, altfel spus se cunosc, pentru fiecare ramură, nodurile care constituie capetele sale, respectiv pentru fiecare nod se cunosc lucrările miniere avînd unul din capete în nodul respectiv. Aceasta presupune că reţeaua de aeraj se pregăteşte astfel : se numerotează toate ramurile şi toate nodurile reţelei în mod arbitrar, cu singura condiţie ca suprafaţa să reprezinte un nod unic sau o ramură fictivă.

Rezistenţa aerodinamică poate fi precizată ca atare sau calculată după formula :

$$R = \alpha \frac{L \cdot P}{S^3}, \quad \text{kg/m}^7,$$

unde :

R este rezistenţa ;
L — lungimea ;
P — perimetrul ;
S — secţiunea ;
α — coeficientul de rezistenţă aerodinamică.

Coeficienţii curbei caracteristice a unui ventilator principal se determină prin metoda celor mai mici pătrate, pornind de la coordonatele (debit, presiune) a trei puncte alese din partea stabilă a curbei. Se presupune că pe porţiunea stabilă dependenţa dintre presiunea H şi debitul Q, dezvoltate de un ventilator, se poate aproxima printr-o funcţie de gradul doi :

$$H(Q) = aQ^2 + bQ + c.$$

Cunoscînd coordonatele (Q_j, H_j) $(j=1,2,3)$, putem afla parametrii a, b, c din condiţia ca suma pătratelor diferenţelor dintre depresiu-

nile măsurate H_j și cele teoretice $H(Q_j)$ să fie minimă :

$$min\ S(a,\ b,\ c) = \sum_{j=1}^{3} (aQ_j^2 + bQ_j + c - H_j)^2.$$

Astfel, necunoscutele a, b, c se calculează ca soluție a sistemului liniar obținut prin anularea derivatelor parțiale.

$$\begin{cases} a\sum_j Q_j^4 + b\sum_j Q_j^3 + c\sum_j Q_j^2 = \sum_j H_j Q_j^2 \\ a\sum_j Q_j^3 + b\sum_j Q_j^2 + c\sum_j Q_j = \sum_j H_j Q_j \\ a\sum_j Q_j^2 + b\sum_j Q_j + 3c = \sum_j H_j. \end{cases}$$

III. Modelul matematic al problemei de aeraj general

Rezultatele principale pe care le furnizează pachetul de programe sînt debitele de aer în lucrările miniere. Acestea se determină ca soluție a unui sistem de ecuații ai cărui coeficienți se calculează în funcție de structura rețelei, rezistențele aerodinamice și parametrii curbelor caracteristice ale ventilatoarelor principale.

Urmează să se prezinte acest sistem de ecuații care constituie modelul matematic al problemei. Se folosesc unele concepte și proprietăți din teoria grafurilor.

Din punct de vedere matematic, rețeaua de aeraj este un graf orientat, finit, conex și ponderat. Arcele corespund lucrărilor miniere, iar ponderile reprezintă rezistențele aerodinamice. În privința orientării se fac următoarele precizări, cu implicații la interpretarea rezultatelor.

Prin orientarea unei ramuri înțelegem ordonarea (nod intrare, nod ieșire) a capetelor sale. Această orientare este arbitrară și figurează ca dată de intrare. Dacă ea corespunde cu sensul real de curgere a aerului prin lucrarea minieră, debitul de aer corespunzător se va obține ca rezultat cu semnul „+", iar în caz contrar cu semnul „−".

Pentru generarea ecuațiilor modelului este necesar să se determine arborele optimal și ciclurile independente ale grafului care modelează rețeaua de aeraj. În continuare se explică aceste concepte, iar în paragraful IV sînt descrișii algoritmii prin care se construiesc arborele optim, respectiv ciclurile independente.

Un arbore este un graf conex și fără cicluri Prin arbore asociat unui graf sau arbore, care traversează graful, se înțelege un graf parțial, conex și fără cicluri al grafului dat.

Unui graf anume i se pot asocia mai mulți. arbori care îl traversează. Dacă graful este ponderat, poate fi ales acel arbore care satisface un criteriu de optimalitate în legătură cu ponderile muchiilor, numit din acest motiv arbore optimal. În cazul problemei aerajului general, arborele optimal este acela pentru care suma rezistențelor aerodinamice ale ramurilor care intră în componența sa este minimă.

În cele ce urmează se definește noțiunea de cicluri independente ale unui graf. Se parcurg mai multe etape :

1—se orientează în mod arbitrar graful dacă acesta este neorientat și se numerotează arcele ;

2—se stabilește un sens de parcurgere, același pentru toate ciclurile grafului, fie sensul direct, fie sensul invers ;

3—fiecărui ciclu i se asociază un vector cu un număr de componente egal cu numărul de muchii din graf, devenite arce în urma orientării.

Componenta de ordin i a vectorului, notată cu x_i, ia valorile :

$$x_i = \begin{cases} -1, \text{ arcul } i \text{ face parte din ciclu și are orientare opusă sensului de parcurgere al ciclului ;} \\ 0, \text{ arcul } i \text{ nu intră în componența ciclului ;} \\ 1, \text{ arcul } i \text{ face parte din ciclu și sensul său coincide cu sensul de parcurgere al ciclului.} \end{cases}$$

Fie o submulțime de cicluri ale grafului. Dacă vectorii corespunzători sînt liniar independenți, în sensul de la structura algebrică de spațiu vectorial, atunci aceste cicluri se numesc independente.

În legătură cu arborele care traversează un graf și ciclurile independente ale acestuia, există următoarea proprie ate importantă : dacă la arbore se adaugă o muchie, care nu intră în componența sa, se formează un singur ciclu și numai unul singur, iar ciclurile care iau naștere în acest mod sînt independente.

Presupunem că rețeaua de aeraj este formată din m ramuri și n noduri. Atunci graful asociat rețelei conține $m-n+1$ cicluri independente. Sensul de parcurgere al ciclului este dat de orientarea ramurii independente care-l generează. În acest fel s-a stabilit, în mod implicit, o corespondență între ramurile independente și ciclurile grafului. Ramurile care intră în componența arborelui optimal se asociază și ele cu cîte un nod al rețelei. Corespondența se stabilește arbitrar, cu singura condiție ca ramura asociată unui nod să aibă unul din capete în acest nod.

Modelul matematic se compune din două tipuri de ecuații : ecuații liniare, asociate nodurilor, și ecuații neliniare, corespunzătoare ciclurilor independente. Primele exprimă faptul că suma debitelor de aer care intră într-un nod este egală cu suma debitelor de aer care ies

din nodul respectiv. Ecuațiile neliniare semnifică faptul că, de-a lungul unui ciclu, pierderile de presiune, datorate rezistențelor aerodinamice, se compensează cu depresiunile create de ventilatoare și cele create de tirajul natural.

Ecuațiile modelului rezultă din aplicarea legii I a lui Kirkoff nodurilor rețelei, și respectiv legii a II-a a lui Kirkoff modificată (sau legea pătratică a lui Atkinson) ciclurilor independente ale grafului.

În cazul cînd rețeaua de aeraj nu conține ramuri cu debit impus se obține un sistem de $n-1$ ecuații liniare (1) și $m-n+1$ ecuații neliniare (2), (3) cu necunoscutele Q_i, $1 \leqslant i \leqslant m$. Sistemul se compune deci din $(n-1)+(m-n+1)=m$ ecuații și are forma:

$$\sum_{j=1}^{m} s_{ij}Q_j = 0, \text{ ramura } i \text{ (și ecuația } i) \text{ este asociată unui nod;} \quad (1)$$

$$\sum_{j=1}^{m} t_{ij}(R_jQ_j|Q_j| - H_j) = 0, \text{ ramura } i \text{ (și ecuația } i) \text{ este asociată unui ciclu și nu are ventilator;} \quad (2)$$

$$\sum_{j=1}^{m} t_{ij}(R_j Q_j|Q_j| - H_j) - (a_iQ_i^2+b_iQ_i+c_i)=0, \quad (3)$$

ramura i (și ecuația i) corespunde unui ciclu cu ventilator,

unde:

$$s_{ij}=\begin{cases} 0, \text{ ramura } j \text{ nu este incidentă în nodul corespunzător ramurii } i \text{ (și ecuației } i); \\ +1, \text{ ramura } j \text{ intră în nodul respectiv;} \\ -1, \text{ ramura } j \text{ iese din nodul respectiv.} \end{cases}$$

Q_j debitul în ramura j:

$$t_{ij}=\begin{cases} 0, \text{ ramura } j \text{ nu face parte din ciclul generat de ramura } i; \\ +1, \text{ ramura } j \text{ face parte din ciclu și are aceeași orientare cu sensul de parcurgere al ciclului;} \\ -1, \text{ ramura } j \text{ intră în componența ciclului și are orientare opusă sensului de parcurgere al ciclului.} \end{cases}$$

R_j — rezistența aerodinamică în ramura j;
H_j — presiunea creată de tirajul natural, de focuri de mină etc. în ramura j;
(a_i, b_i, c_i) — parametrii curbei caracteristice a ventilatorului din ramura i.

În cazul în care există ramuri cu debit impus, valorile Q_i corespunzătoare acestora (debitele impuse) nu reprezintă necunoscute, ci contribuie la termenul liber, iar ecuațiile asociate ciclurilor generate de ramuri cu debit impus se exclud de la formarea sistemului care conține ecuații de aceeași formă ca și în situața distribuției naturale, dar acestea sînt mai puține la număr.

La generarea ciclurilor independente cu ajutorul cărora se constituie ecuațiile (2), (3), se ține seama de următoarele considerente: pentru simplificarea structurii sistemului și reducerea unor calcule în rezolvarea sa este de dorit ca ramurile cu debit impus și cu ventilator să nu facă parte din mai multe cicluri independente, pe de o parte, iar, pe de altă parte, fiecare ciclu să conțină cel mult o ramură de acest tip. Aceste deziderate se realizează prin evitarea introducerii ramurilor cu debit impus și cu ventilator în arborele optimal care traversează graful și deci tratarea lor ca ramuri independente.

IV. Generarea ecuațiilor modelului matematic

Pentru construirea modelului matematic al problemei aerajului minier se parcurg două etape mai importante: determinarea arborelui optimal care traversează graful și formarea ciclurilor independente.

Algoritmul lui Kruskal. Deși este considerat mai puțin eficient decît alți algoritmi concepuți pentru determinarea arborelui optimal, apreciem că în varianta de implementare realizată se reduce mult timpul de calcul, iar pe de altă parte se creează informații necesare în etapele de prelucrare ulterioară.

Ideea algoritmului este de a introduce pe rînd muchiile unui graf în subarborele care, în final, va fi arborele optimal, cu condiția ca prin adăugarea unei noi muchii să se păstreze conexitatea și să nu se formeze cicluri cu muchiile deja introduse.

Pentru aceasta am folosit o listă care conține ramurile obișnuite, înlănțuite în ordinea crescătoare a rezistențelor aerodinamice; ramurile cu debit impus și cu ventilator ocupă ultimele poziții. Lista se transformă pe parcursul algoritmului în două subliste: una care conține ramurile ce compun subarborele, iar cealalt.ă cuprinde ramurile rămase; ele se disting prin semnul pointerului din cîmpurile de legătură.

Pentru ca o ramură să fie introdusă în sublista care memorează subarborele, se testează următoarele condiții:

- Dacă ambele capete (nodul de intrare și nodul de ieșire) ale ramurii se află deja în subarbore, atunci ramura analizată formează un ciclu cu cele introduse; ca urmare aceasta nu se include în subarbore.
- Dacă nici unul din capetele sale nu face parte din subarbore, atunci ramura analizată nu va fi adăugată pe motivul că nu este legată de nici una din cele introduse deja (s-ar întrerupe conexitatea).

• Cînd un singur capăt al ramurii analizate se află în subarbore, aceasta poate fi adăugată la subarbore, deoarece se menține conexitatea și nu se formează cicluri.

După fiecare adăugare, sublista ramurilor rămase (care la terminarea algoritmului va conține ramurile independente) va fi parcursă de la capăt, adică în ordinea crescătoare a rezistențelor aerodinamice a ramurilor, ceea ce asigură optimalitatea arborelui construit.

Parcurgerea listei cu ajutorul cîmpurilor de legătură și utilizarea unui comutator pentru fiecare nod și testul de semn al acestuia asigură algoritmului, implementat în această formă, o înaltă eficiență (timp redus de calcul și consum mic de memorie), deși din punct de vedere teoretic este un algoritm polinomial de ordinul $0(m^2)$.

Algoritmul labirintului — utilizat pentru generarea ciclurilor independente. Pe parcursul derulării algoritmului, ciclul care se formează funcționează ca o stivă (introducerile și extragerile au loc la același capăt numit vîrful stivei).

Ramurile sînt introduse în stivă cu semnul „+" sau „—", după cum orientarea lor coincide sau este opusă sensului de parcurgere al ciclului determinat de ramura independentă care generează ciclul.

Algoritmul folosește un pointer numit „nodul curent", prin intermediul căruia se parcurg anumite noduri ale rețelei de aeraj. El reprezintă, la fiecare moment, unul din capetele ultimei ramuri introduse în ciclu (vîrful stivei), mai precis nodul inițial, respectiv nodul final după cum ramura a fost introdusă cu semnlu „—", respectiv „+".

Un anumit nod al grafului poate deveni nod curent de mai multe ori; de aceea este necesar să marcăm ramurile incidente în acest nod și care sînt analizate la un moment dat, în sensul că pot intra sau nu în componența ciclului.

Pașii algoritmului sînt următorii.

P a s u l 1. Se alege o ramură independentă (de fapt se parcurge sublista care conține aceste ramuri și care a fost creată prin algoritmul lui Kruskal amintit).

Se introduce această ramură în stivă cu semnul „+" (orientarea sa stabilește sensul de parcurgere al ciclului care ia naștere în continuare).

Nodul său de intrare se reține ca și „capăt al ciclului", iar nodul de ieșire devine nodul curent.

P a s u l 2. Dacă nodul curent coincide cu „capătul ciclului" algoritmul se oprește (a fost generat un ciclu). În caz contrar se analizează ramurile incidente în nodul curent conform cu pasul 3.

P a s u l 3. Pot exista două situații: dacă există o ramură (incidentă în nodul curent) care face parte din arbore și este nemarcată, se procedează ca la pasul 4. În caz că nu există o astfel de ramură, algoritmul continuă cu pasul 5.

P a s u l 4. Se introduce ramura selectată (după condiția de la 3) în stivă cu semnul „+", respectiv „—", după cum nodul curent este nodul său inițial, respectiv final, și se actualizează nodul curent cu celălalt capăt al ramurii, după care algoritmul se reia de la pasul 2.

P a s u l 5. Se scoate din stivă vîrful acesteia (ultima ramură adăugată ciclului), se actualizează nodul curent cu nodul inițial, respectiv nodul final al ramurii scoase după cum aceasta se găsea în stivă cu semnul „+", respectiv „—" și se continuă algoritmul cu pasul 3.

V. Rezolvarea modelului matematic

Deși în literatura de specialitate este recomandată metoda Hardy-Cross, pentru rezolvarea modelului matematic am preferat metoda Newton-Kantorovici. Motivul este că metoda Hardy-Cross nu converge întotdeauna spre soluție. Metoda Newton-Kantorovici, cu toate că presupune calcule mai complicate, se caracterizează printr-o convergență rapidă.

Metoda Newton-Kantorovici

Presupunem că avem de rezolvat ecuația $F(x)=0$, unde $F: R^m \to R^m$, $x=(x_1, x_2, \ldots, x_m)^T$ și $F(x) = (f_1(x), f_2(x), \ldots, f_m(x))^T$.

Pentru aplicarea metodei este necesar ca F să îndeplinească mai multe proprietăți dintre care, în cazul problemei aerajului general, condiția care se verifică este existența derivatelor parțiale de ordinul I.

Se pornește de la o aproximație inițială $x^{(0)}$ a soluției, care se îmbunătățește permanent, în cadrul unui proces iterativ. Trecerea de la un pas la altul se face după formula de recurență:

$$x^{(k+1)} = x^{(k)} - [F'(x^{(k)})]^{-1} F(x^{(k)}), \qquad (4)$$

care este echivalentă cu:

$$F'(x^{(k)})x^{(k+1)} = F'(x^{(k)})x^{(k)} - F(x^{(k)}) \qquad (5)$$

obținută din ecuația (4) prin înmulțire la stînga cu $F'(x^{(k)})$. Cu notațiile:

$$A = F'(x^{(k)}); \quad y = x^{(k+1)}; \quad b = F'(x^{(k)})x^{(k)} - F(x^{(k)}) \qquad (6)$$

relația (5) se mai scrie sub forma:

$$Ay = b \qquad (7)$$

și astfel o iterație a procesului înseamnă rezolvarea unui sistem de ecuații liniare de tip Crammer. Dificultatea aplicării metodei constă în faptul că la fiecare pas trebuie calculată matricea derivatelor parțiale a lui F.

Am considerat că evaluarea cea mai bună a erorii la iterația k este :

$$\varepsilon_k = \max_{1 \leqslant i \leqslant m} |f_i(x^{(k)})| . \quad (8)$$

2. *Metoda de eliminare totală Gauss*

Întrucît matricea sistemului (7) conține multe elemente nule (este o matrice rară), soluția sistemului se determină prin metoda eliminării totale a lui Gauss (sau Gauss-Jordan).

Aceasta constă în efectuarea unor transformări asupra matricei extinse $A^e=(Ab)$, în urma cărora în locul matricei sistemului apar vectorii unitari, iar în locul termenului liber se obține soluția sistemului. Se efectuează exact m pași, iar trecerea de la pasul $l-1$ la pasul l se face astfel.

Se caută în linia l o coloană p, $p \neq m+1$ cu $a_{lp}^{(l-1)} \neq 0$. Elementele a_{ij} cu $1 \leqslant i \leqslant m$, $i \neq l$, $1 \leqslant j \leqslant m+1$, $j \neq p$ se înlocuiesc după formula :

$$a_{ij}^{(l)} = a_{ij}^{(l-1)} - a_{ip}^{(l-1)} * a_{lj}^{(l-1)} / a_{lp}^{(l-1)} . \quad (9)$$

Linia l se transformă în conformitate cu :

$$a_{lj}^{(l)} = a_{lj}^{(l-1)} / a_{lp}^{(l-1)}, \quad j = 1,2,\ldots,m+1, \quad (10)$$

iar coloana p se modifică astfel :

$$a_{ip}^{(l)} = 0, \; i = 1,2,\ldots,m ; \; i \neq l. \quad (11)$$

În aceste formule, numite „de pivotare", notația $a_{ij}^{(l)}$ este folosită pentru elementele matricei extinse, indicele superior indicînd pasul respectiv.

Din observarea structurii ecuațiilor sistemului se deduce că mulți coeficienți sînt nuli. Astfel, numărul ramurilor incidente într-un nod este maxim 4, în timp ce ecuațiile și necunoscutele pot fi, în cazul rețelelor de aeraj, în număr de cîteva sute. Astfel, cel puțin ecuațiile liniare cu ponderea mai mare în sistem au fiecare cel mult patru coeficienți nenuli. Pentru memorarea matricei am folosit o tehnică specifică matricelor rare, mai precis o listă înlănțuită ale cărei elemente conțin un ansamblu de trei informații : valoarea coeficientului, indicele de coloană corespunzător, legătura la nodul asociat următorului coeficient nenul din aceeași linie. Ultimul coeficient dintr-o linie are legătura 0. Se mai folosește un vector a cărui componentă de ordin i indică nodul corespunzător primului coeficient nenul al liniei i. Legăturile sînt create în sensul crescător al indicelui de coloană.

3. *Forma particulară a relațiilor de calcul în cazul problemei aerajului minier*

Se folosesc aceleași notații ca în relațiile (1), (2), (3).

Ecuația $F(x) = 0$ se poate scrie sub forma sistemului $f_i(x) = 0$, $1 \leqslant i \leqslant m$, unde f_i sînt componente scalare ale lui F. Rolul necunoscutelor x_i îl joacă debitele de aer Q_i, $1 \leqslant i \leqslant m$. Membrul drept al ecuațiilor sistemului este de forma :

$$f_i(Q) = \begin{cases} \sum_{j=1}^{m} s_{ij} Q_j, & \text{dacă ramura } i \text{ este asociată cu un nod (cazul I);} \\ \sum_{j=1}^{m} t_{ij}(R_j Q_j |Q_j| - H_j), & \text{dacă ramura } i \text{ generează un ciclu și nu are ventilator (cazul II);} \\ \sum_{j=1}^{m} t_{ij}(R_j Q_j |Q_j| - H_j) - (a_i Q_i^2 + b_i Q_i + c_i), & \text{cînd ramura } i \text{ dă naștere unui ciclu și are ventilator (cazul III).} \end{cases} \quad (12)$$

Elementele matricei derivatelor parțiale se calculează astfel :

$$F'(Q) = \left\| \frac{\partial f_i}{\partial Q_j}(Q) \right\|, \quad 1 \leqslant j \leqslant m ; \; 1 \leqslant i \leqslant m$$

$$\frac{\partial f_i}{\partial Q_j}(Q) = \begin{cases} s_{ij} & \text{(cazul I)} \\ 2t_{ij} R_j |Q_j| & \text{(cazul II)} \\ 2t_{ij} R_j |Q_j| & \text{(cazul III pentru } j \neq i) \\ 2t_{ij} R_i |Q_i| - (2a_i Q_i + b_i) & \text{(cazul III cu } i = j) \end{cases} \quad (13)$$

Revenind la sistemul $Ay = b$ obținut la un pas k avem :

$$A = F'(Q)|_{Q=Q^{(k)}}, \quad y = (Q_j^{(k)})_{1 \leqslant j \leqslant m},$$

$$b = (b_i(Q))_{1 \leqslant i \leqslant m}|_{Q=Q^{(k)}}$$

unde :

$$b_i(Q) = \begin{cases} 0 & \text{(cazul I)} \\ \sum t_{ij}(R_j Q_j |Q_j| + H_j) & \text{(cazul II)} \\ \sum t_{ij}(R_j Q_i |Q_j| + H_j) + (c_i - a_i Q_i^2) & \text{(cazul III)} \end{cases} \quad (14)$$

4. *Condiții de încheiere a procesului iterativ de rezolvare a problemei de aeraj general*

Cea mai naturală evaluare a erorii comise la un anumit pas k sau, cu alte cuvinte, a gradului de aproximare atins este :

$$\varepsilon_k = \max_{1 \leqslant i \leqslant m} |f_i(Q^{(k)})| \quad (15)$$

unde $f_i(Q)$ sînt date de relația (12).

Procesul iterativ se încheie la un pas k în următoarele situații :

(α) $\varepsilon_k < eps$ — s-a atins gradul de precizie cerut

(β) $k=iter$ — s-a efectuat un număr maxim de iteraţii prestabilit;

(γ) $\varepsilon_k \geqslant \varepsilon_{k-1}$ — procesul iterativ nu mai converge;

(δ) — nu se poate rezolva sistemul $Ay = b$ obţinut la iteraţia k.

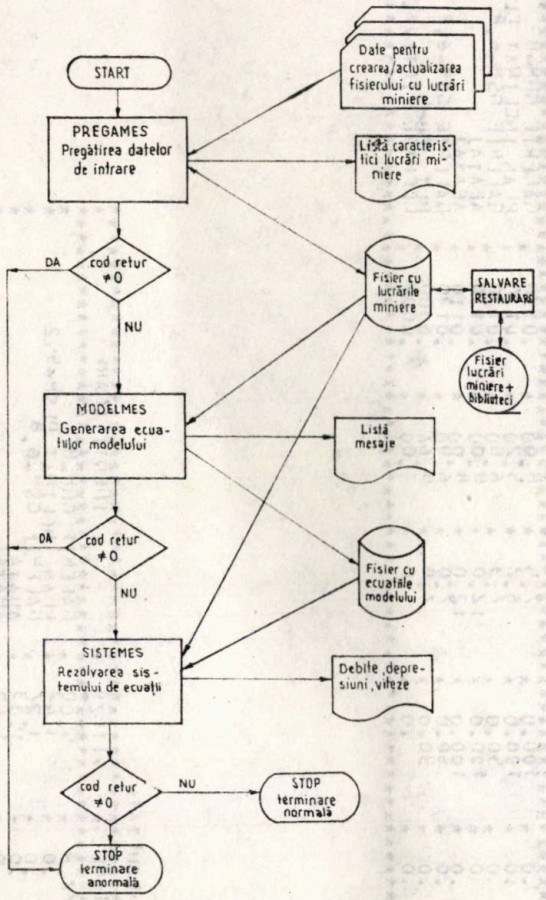


Fig. 1. Schemă-bloc

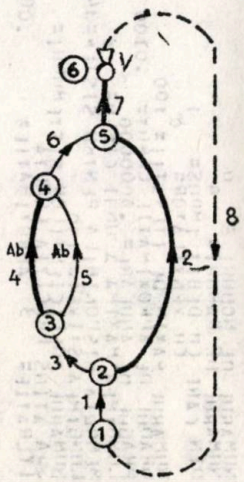


Fig. 2. Reţea de aeraj în cazul distribuţiei fără debite impuse: număr ramuri, 8; număr noduri, 6; număr cicluri independente 3; — ramuri ce intră în componenţa arborelui; → ramuri independente; V → ventilator; Ab— abataj.

În notaţiile de mai sus *eps* şi *iter* sînt date de intrare. Situaţia (α) reprezintă terminarea normală a algoritmului de rezolvare a sistemului; în cazul (β) se poate relua procesul de rezolvare a sistemului cu o dată de intrare *iter* mărită. Situaţia (γ) apare din două motive: sau în vecinătatea aproximaţiei iniţiale $Q^{(0)}$ există două soluţii ale sistemului şi apare o „pendulare" prin apropieri succesive de acestea, sau pragul de anulare este mare şi se perturbă convergenţa. Pragul de anulare este o dată de intrare folosită astfel: dacă o variabilă are valoarea absolută inferioară pragului de anulare, ea devine nulă (valoarea ei se consideră 0). Acest fapt este necesar, altfel erorile cumulate introduse de rotunjirile/trunchierile operate de calculator duc la depăşiri (blocarea programului).

VI. Utilizarea rezultatelor modelului matematic la determinarea altor elemente caracteristice reţelelor de aeraj

După rezolvarea sistemului dispunem de valorile Q_i $1 \leqslant i \leqslant m$ reprezentînd debitele de aer în toate ramurile reţelei de aeraj, fie că au fost calculate, fie că sînt date de intrare ca în cazul debitelor impuse.

Se pot determina vitezele de circulaţie ale aerului prin lucrările miniere după formula:

$$v_i = Q_i/s_i.$$

unde:

v_i este viteza aerului;

Q_i — debitul;

s_i — secţiunea.

Depresiunea creată de un ventilator se poate afla după relaţia:

$$H(Q_i) = a_i Q_i^2 + b_i Q_i + c_i.$$

Pentru o ramură cu debit impus se evaluează presiunea:

$$P_i = \sum_{j=1}^{m} t_{ij}(R_j Q_j |Q_j| - H_j),$$

care trebuie creată de-a lungul ciclului generat de ramura respectivă pentru asigurarea debitului impus. Notaţiile sînt cele de la prezentarea modelului matematic.

VII. Apelarea pachetului de programe

După cum se vede din schema-bloc (fig. 1), pachetul de programe foloseşte două fişiere pe disc: unul conţine caracteristicile lucrărilor miniere, iar celălalt conţine informaţii pentru generarea ecuaţiilor modelului. Programele sînt memorate în două biblioteci de format sursă (IRBIBSOU), pentru eventualele modificări şi respectiv IMT (IRBIBIMT), pentru încărcare şi execuţie.

Fişierele şi bibliotecile se păstrează pe bandă magnetică. Înainte de fiecare utilizare obişnuită banda se restaurează pe disc, iar după execuţia programelor discul se salvează pe bandă, din cauză că fişierul cu lucrările miniere se actualizează, folosind un fişier de cartele.

Excepţia o constituie crearea bibliotecilor şi a fişierului cu lucrări miniere cînd nu are loc etapa de restaurare. Fişierul conţinînd informaţii pentru generarea ecuaţiilor, deşi este un fişier de manevră, se reţine pe bandă în eventualitatea că beneficiarul solicită doar rezolvarea sistemului cu o precizie mai mare sau cu mai multe iteraţii.

Programul PREGAMES realizează crearea/actualizarea fişierului de lucrări miniere folosind un fişier de cartele. Pentru ramurile cu ventilator se aproximează coeficienţii curbelor caracteristice. Se afişează o listă cu caracteristicile lucrărilor miniere. Programul realizează şi ordonarea ramurilor reţelei de aeraj, mai concret creează o listă înlănţuită a lucrărilor miniere, în ordinea crescătoare a rezistenţelor aerodinamice.

Programul MODELMES creează matricea de incidenţă nod-ramură, construieşte arborele optimal asociat reţelei de aeraj, generează ciclurile independente şi ecuaţiile liniare. Acest program foloseşte date de intrare din fişierul de lucrări miniere şi creează fişierul cu informaţii despre ecuaţiile modelului. Se tipăresc mesaje privind terminarea normală sau anormală a subprogramelor şi ciclurilor generate de ramurile cu debit impus.

Programul SISTEMES rezolvă modelul matematic. El citeşte fişierul de manevră cu informaţii despre ecuaţiile modelului şi fişierul de lucrări miniere şi tipăreşte o listă a debitelor, a depresiunilor create de ventilatoare şi a celor care trebuie create pentru asigurarea debitelor impuse şi a vitezelor de circulaţie a aerului prin lucrările miniere.

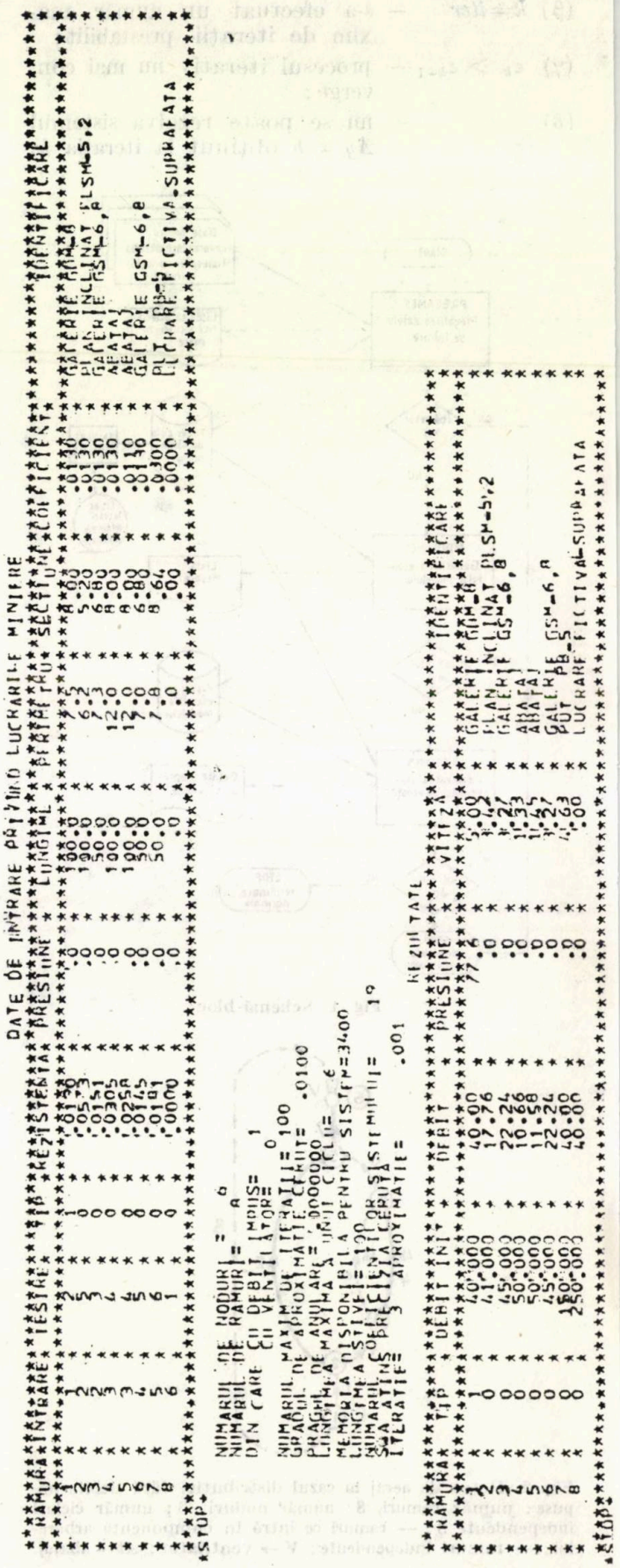
VIII. Aplicarea programelor la rezolvarea unei scheme de aeraj

Pentru verificarea şi evaluarea eficienţei metodei s-a analizat reţeaua de aeraj din figura 2.

Modelul matematic elaborat a fost aplicat la determinarea distribuţiei debitelor şi a depresiunii pentru reţeaua de aeraj cu structura din figura 2. Utilizarea modelului s-a făcut în două variante : pentru distribuţia naturală şi artificială. Rezultatele obţinute sînt prezentate în anexele 1 şi 2.

Pachetul de programe este realizat în limbajul FORTRAN. Se poate folosi la rezolvarea problemei de distribuţie a aerului într-o reţea de aeraj cu structură complexă sub acţiunea mai multor ventilatoare, cît şi a tirajului natural sau a ambilor factori. Pachetul de programe permite, de asemenea, rezolvarea problemei în

Anexa 1



Anexa 2

CURBELE CARACTERISTICE ALE VENTILATOARELOR

NR VENT	DEBITE			PRESIUNI			CURBA CARACTERISTICA			MINIM	MAXIM
7	17.0	24.0	27.0	1000.0	900.0	800.0	P(Q)=	-1.90x0x0+	63.01x0+	465.71	.00	.00

RAMURILE RETELEI AU FOST ORDONATE CRESCATOR DUPA REZISTENTA AERODINAMICA

DATE DE INTRARE PRIVIND LUCRARILE MINIERE

RAMURA	INTRARE	IESIRE	TIP	REZISTENTA	PRESIUNE	LUNGIME	PERIMETRU	SECTIUNE	COEFICIENT	IDENTIFICARE
1	1	2	0	.0180	.0	100.0	7.5	8.00	.0130	GALERIE GDM-8
2	2	5	0	.0573	.0	100.0	6.2	5.20	.0130	PLAN INCLINAT PLSM-5,2
3	2	3	0	.0151	.0	50.0	7.3	6.80	.0130	GALERIE GSM-6,8
4	3	4	0	.0305	.0	100.0	12.0	8.00	.0130	ABATAJ
5	3	4	0	.0258	.0	100.0	12.0	8.00	.0110	ABATAJ
6	4	5	0	.0145	.0	50.0	7.0	6.00	.0130	GALERIE GSM-6,8
7	5	6	1	.0181	.0	50.0	7.8	8.64	.0300	PUT PB-5
8	6	1	0	.0000	.0	.0	.0	.00	.0000	LUCRARE FICTIVA-SUPRAFATA

STOP

NUMARUL DE NODURI = 6
NUMARUL DE RAMURI= 8
DIN CARE CU DEBIT IMPUS= 0
CU VENTILATOR= 1
NUMARUL MAXIM DE ITERATII= 100
GRADUL DE APROXIMATIE CERUT= .0100
PRAGUL DE ANULARE= .0000000
LUNGIMEA MAXIMA A UNUI CICLU= 6
MEMORIA DISPONIBILA PENTRU SISTEM=3400
LUNGIMEA STIVEI= 100
NUMARUL COEFICIENTILOR SISTEMULUI= 25
SSA ATINS PRECIZIA CERUTA
ITERATIE= 6 APROXIMATIE= .001

REZULTATE

RAMURA	TIP	DEBIT INIT	DEBIT	PRESIUNE	VITEZA	IDENTIFICARE
1	0	400.000	38.81	.0	4.85	GALERIE GDM-8
2	0	410.000	17.23	.0	3.31	PLAN INCLINAT PLSM-5,2
3	0	450.000	21.58	.0	3.17	GALERIE GSM-6,8
4	0	500.000	10.34	.0	1.29	ABATAJ
5	0	500.000	11.24	.0	1.40	ABATAJ
6	0	450.000	21.58	.0	3.17	GALERIE GSM-6,8
7	1	1500.000	38.81	73.0	4.49	PUT PB-5
8	0	2500.000	38.81	.0	.00	LUCRARE FICTIVA-SUPRAFATA

STOP

cazul existenţei unor ramuri cu debite impuse pentru care se stabilesc depresiunile necesare pentru atingerea nivelului debitelor prestabile (reglare pozitivă sau negativă).

Pachetul de programe se poate utiliza pentru verificarea reţelelor de aeraj la minele în funcţiune, cît şi în cazul modificărilor în aerajul general al unei mine în urma deschiderii de noi orizonturi şi zone sau al închiderii celor în care rezervele se epuizează prin exploatare, cît şi în cazul proiectării şi dimensionării raţionale a reţelelor complexe de aeraj.

Bibliografie

[1] Abramov, F. A., Boiko, V. A. *Rasciot slojnih ventiliaţionnih setei na EVM.* Gornîi jurnal, nr. 11, 1964.

[2] Abramov, F. A., Tian, R. B., Potemkin, V. I. *Rasciot slojnih ventiliaţionnih setei metodom kasatelinih ghiperbol.* Gornîi jurnal Iz. VUZ, nr. 12, 1969.

[3] Băltăreţu, Fl., Băltăreţu, O. *Rprezentarea grafică automată a reţelelor de aeraj.* Mine, Petrol şi Gaze, vol. 37, nr. 8, 1986.

[4] Bucur, C. M., Popeea, C. A., Simion, Gh. G. *Matematici speciale — calcul numeric.* Ed. didactică şi pedagogică, Bucureşti, 1983.

[5] Ionescu, T. *Grafuri, aplicaţii,* vol. I, Ed. didactică şi pedagogică Bucureşti, 1973.

[6] Mac Iherson, M. J. *Mine ventilation network problems-solution by digital computer.* Colliery Guardian 209, 1964, p. 253—259.

[7] Suzuki, T., Oba, S. *Methods of solving mine ventilation network problems.* Int. J. Rock Mec. Min. Sci, 1, March, 1964.

[8] Teodorescu, C., Gontean Z. *Aeraj şi protecţia muncii în mină.* Ed. didactică şi pedagogică Bucureşti, 1970.

[9] Teodorescu C., Gontean, Z. *Aeraj minier.* Ed. tehnică, Bucureşti, 1980.

Combaterea zgomotului şi vibraţiilor la compresoarele de aer cu piston din industria minieră (II)

Prof. dr. doc. ing. **I.N. Constantinescu**
I.M. Petroşani

dr. ing. **A.V. Darabont**
I.C.S.P.M. Bucureşti

V. Metode de combatere a zgomotului

Zgomotul generat de compresoarele staţionare se poate combate aplicînd un complex de măsuri care constă din :

— izolarea fonică a încăperii în care sînt amplasate compresoarele, în vederea împiedicării propagării zgomotului în zonele învecinate ;

— utilizarea ecranelor fonoabsorbante ;

— utilizarea, acolo unde este posibil, a carcaselor fonoizolante, asigurîndu-se în continuare răcirea compresorului şi a motorului de antrenare ;

— montarea la gura de aspiraţie a aerului a unor atenuatoare active ;

— intercalarea în conducta de refulare, în vecinătatea compresorului, a unui atenuator reactiv, în vederea reducerii zgomotului datorită pulsaţiilor curentului de aer ;

— acoperirea conductelor de admisie şi de refulare cu material fonoizolant ;

— suspendarea elastică a conductelor ;

— înlocuirea supapelor metalice cu supape speciale din mase plastice.

Pentru a proteja operatorii care supraveghează funcţionarea compresoarelor se mai pot utiliza :

- cabine fonoizolante, în care să fie introdusă aparatura de comandă şi control ;
- mijloace individuale de protecţie constînd în antifoane de tip intern sau extern.

1. *Ecrane fonoabsorbante şi fonoizolante*

Ecranele fonoabsorbante şi fonoizolante se interpun, de obicei, între sursa de zgomot şi receptor, astfel încît receptorul să fie situat în „umbra acustică" a sursei. Eficienţa acustică a ecranelor este funcţie de o serie de elemente ca : înălţimea ecranului, distanţa între sursa de zgomot şi receptor, dimensiunile încăperii ş.a.

Astfel, în cazul din figura 1 *a* şi *b*, zgomotul generat de sursele de zgomot *S* este atenuat cu valori situate între 6 şi 9 dB, la distanţe de 5 m de ecran.

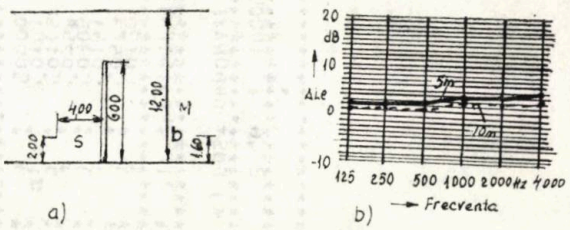


Fig. 1. Ecran fonoizolant :
a — amplasarea ecranului ; *b* — spectrul atenuărilor obţinute ; *S* — sursele de zgomot ; *M* — microfon.

Un alt caz este reprezentat în figura 2 *a*, unde într-o hală cu înălţimea de 12 m se amplasează un ecran avînd înălţimea de 8 m, situat la distanţa de 4 m de sursă. Atenuările obţinute la distanţele de 5 m, respectiv 10 m de sursă, sînt ilustrate în diagramele din figura 2 *b*.

2. *Cabine fonoizolante*

Staţiile de compresoare generează niveluri de zgomot care pot să polueze zonele învecinate, de asemenea pot să aibă efecte nocive asupra personalului de deservire.

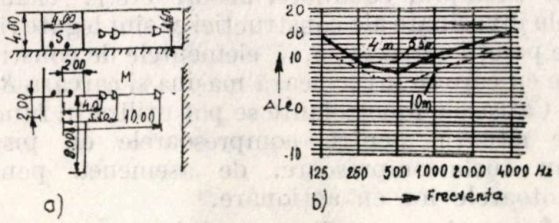


Fig. 2. Ecran fonoizolant;
a — amplasarea ecranului; *b* — spectrele atenuărilor obţinute (la distanţele de 5 m, respectiv de 10 m de sursă).

Pentru a evita aceste efecte negative, se poate aplica un complex de soluţii, aşa după cum rezultă din figura 3 şi care constă în

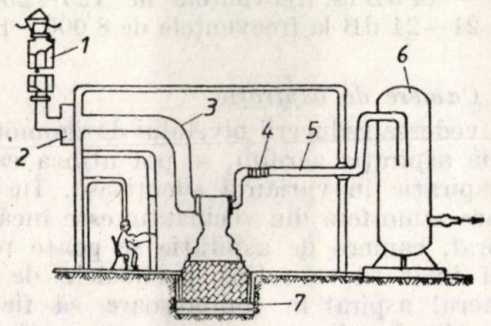


Fig. 3. Reprezentarea schematică a complexului de soluţii ce se pot aplica în vederea reducerii nivelului de zgomot la o staţie de compresoare:
1 — atenuator la aspiraţia aerului; *2* — trecere vibroizolantă a conductelor; *3* — izolarea fonică a conductei de aspiraţie; *4* — îmbinarea vibroizolantă a conductei de refulare; *5* — izolarea fonică a conductei de refulare; *6* — atenuator reactiv sau rezervor tampon pentru combaterea pulsaţiilor; *7* — fundaţie vibroizolantă.

utilizarea la aspiraţia aerului a unor atenuatoare de zgomot, vibroizolarea conductelor la trecerea prin peretele staţiei, fonoizolarea conductelor de aspiraţie, vibroizolarea fundaţiei compresorului în vederea prevenirii propagării zgomotului şi vibraţiilor în structura clădirii, îmbinarea vibroizolantă a conductelor de refulare, fonoizolarea conductelor de refulare, utilizarea rezervoarelor tampon sau a unor atenuatoare reactive pentru amortizarea pulsaţiei curentului de aer de refulare, realizarea unor cabine fonoizolante pentru protejarea personalului de deservire ş.a.

Cabinele fonoizolante au scopul de a permite operatorului sau operatorilor să se refugieze în intervalul dintre două „tururi de supraveghere" într-un anumit mediu nenociv din punctul de vedere al zgomotului. În aceste cabine îşi completează registrul de observaţii, iar la staţiile moderne sînt montate aparatele, indicatoare privind telemăsurarea caracteristicilor de funcţionare a compresoarelor (debit de aer, temperatura şi debitul uleiului de ungere, temperatura şi debitul apei de răcire, presiunea aerului la refulare ş.a.).

Pentru asigurarea unei ambianţe corespunzătoare din punctul de vedere al zgomotului, aceste cabine trebuie să aibă o capacitate mare de fonoizolare. În acest sens, pereţii se execută fie din zidărie, fie în construcţie metalică. Accesul în cabină se face prin uşi de construcţie specială fonoizolantă, iar vizibilitatea spre interiorul staţiei se asigură prin ferestre speciale, cu capacitate mare de izolare fonică. Ferestrele sînt prevăzute cu două sau trei geamuri, amplasate neparalel, pentru a se evita fenomenele de rezonanţă.

Din punctul de vedere al construcţiei şi al modului de amplasare în incinta staţiei de compresoare, cabinele fonoizolante pot avea diferite forme. Astfel, în figura 4 este reprezentată o secţiune printr-o cabină fonoizolantă amplasată lîngă un perete.

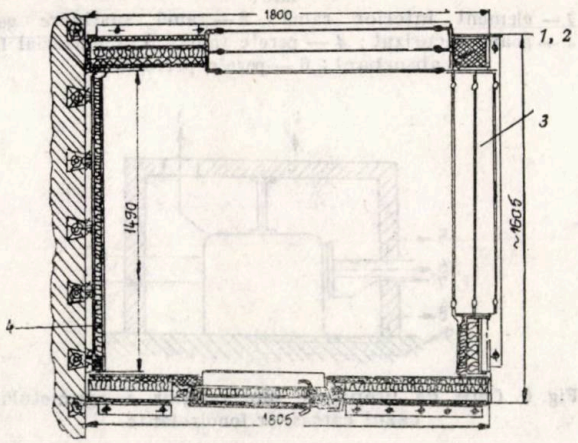


Fig. 4. Secţiune într-o cabină fonoizolantă:
1 — panou cu uşă; *2* — panou faţă cu geam; *3* — panou lateral cu geam; *4* — tratament fonoabsorbant; *5* — pardoseală.

Pentru creşterea capacităţii de izolare fonică a ferestrelor, acestea pot fi prevăzute cu trei rînduri de geamuri paralele sau două paralele, iar geamul din mijloc amplasat oblic. În figura 5 sînt prezentate, din ultima variantă, o serie de elemente constructive.

3. *Carcase fonoizolante*

Închiderea completă a unei surse de zgomot într-o carcasă fonoizolantă conduce la rezultate bune în ceea ce priveşte izolarea fonică a sursei respective, dacă un asemenea sistem este corect conceput şi executat. În asemenea situaţii trebuie să se ia în considerare posibilitatea de acces rapid şi uşor la utilaj, de aseme-

nea trebuie să se rezolve problemele legate de asigurarea răcirii în continuare a utilajului.

În cazul unei carcase fonoizolante, zgomotul se poate propaga spre exterior pe următoarele căi (fig. 6): pereții carcasei *1*; neetanșeitățile

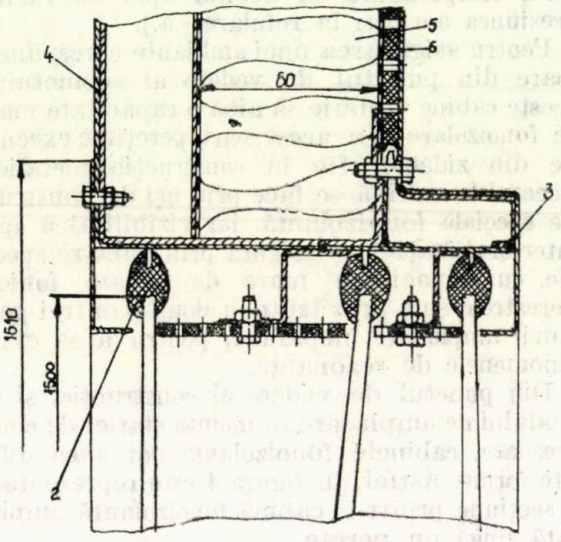


Fig. 5. Secțiune printr-o fereastră cu grad înalt de fonoizolare:
1 — element interior ramă; *2* — ramă susținere geam; *3* — geam securizat; *4* — perete tablă; 5 — material fonoabsorbant; 6 — perete perforat.

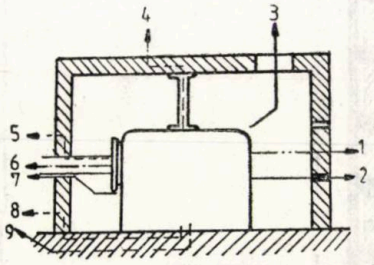


Fig. 6. Căile de propagare spre exterior a zgomotului în cazul carcaselor fonoizolante.

și deschiderile inevitabile *2*, *3*; elementele de legătură dintre carcasă și mașină *4*; trecerile unor părți componente ale mașinii care sînt legate rigid de pereții carcasei *5*; elementele componente ale mașinii, trecerile neetanșe ale unor elemente ale mașinii prin pereții carcasei (de exemplu, conducte, arbori etc.); elementele învecinate ale construcției ce sînt legate rigid de pereții carcasei; *6*, *7* elementele de construcție cu care se învecinează mașina și carcasa *8*, *9*.

Carcasele fonoizolante se pot utiliza în funcție de situație pentru compresoarele cu piston sau turbocompresoare, de asemenea pentru motoarele lor cu acționare.

În cazul carcasării motorului, se are în vedere că ponderea mare o constituie zgomotul generat în părțile laterale ale motorului (zgomotul aerodinamic și cel de natură electrodinamică).

În figura 7 este reprezentat, în secțiune, modul de carcasare a unui motor electric de acționare. Se constată că prin aplicarea acestei soluții se obțin atenuări ale nivelului de zgomot de 7 — 14 dB la frecvențele de 125—250 Hz și de 21—24 dB la frecvențele de 8 000—16 000 Hz.

4. *Camere de aspirație*

În vederea reducerii nivelului de zgomot produs la aspirația aerului, se pot utiliza camere de aspirație în variantă silențioasă. În cazul în care atmosfera din vecinătate este încărcată cu praf, camera de aspirație se poate realiza astfel încît să se rețină particulele de praf, iar aerul aspirat în compresoare să fie fără suspensii. În figura 8 este reprezentată, în secțiune, schema unei asemenea camere de aspirație.

În funcție de condițiile concrete existente la stația de compresoare, camera de aspirație se poate realiza fie în varianta din figura 9, fie în varianta din figura 10.

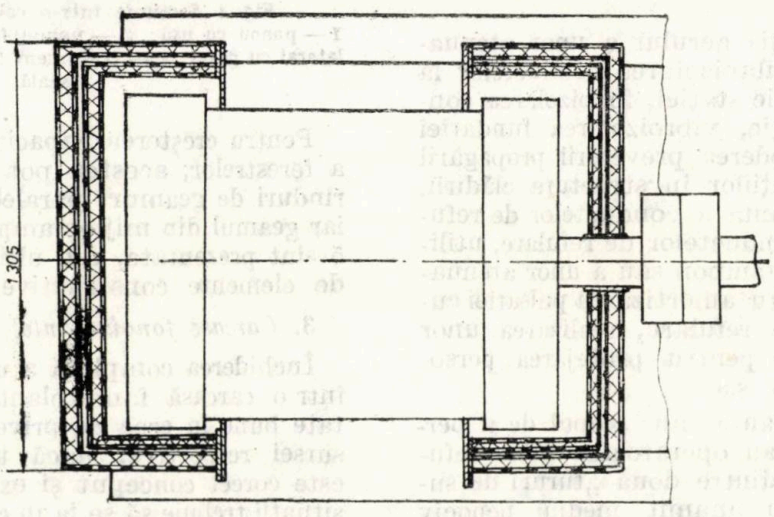


Fig. 7. Carcasarea motorului electric de acționare.

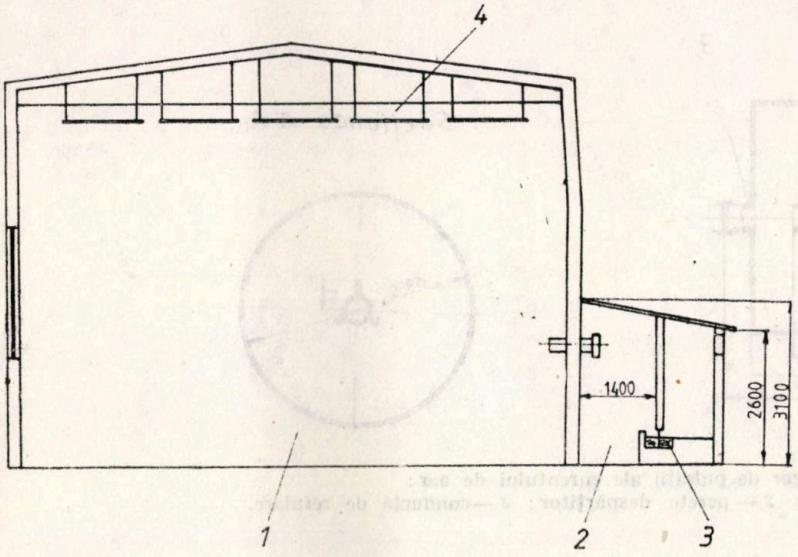


Fig. 8. Schema de principiu a unei stații de compresoare cu cameră de aspirație silențioasă :
1 — sală compresoare ; *2* — cameră de aspirație ; *3* — bazin cu apă ; *4* — panouri fonoabsorbante.

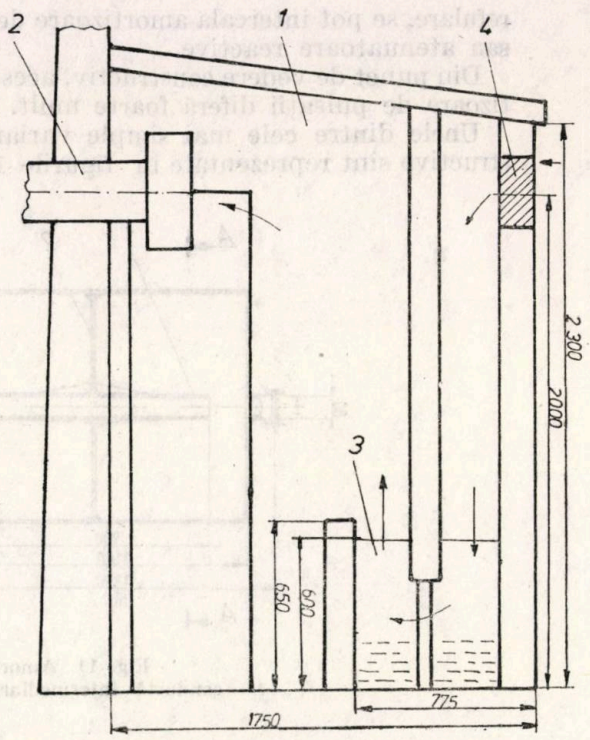


Fig. 9. Cameră de aspirație cu conducta de aspirație amplasată sus :
1 — cameră de aspirație ; *2*— conductă de aspirație ; *3* — bazin cu apă ; *4* — deflectoare.

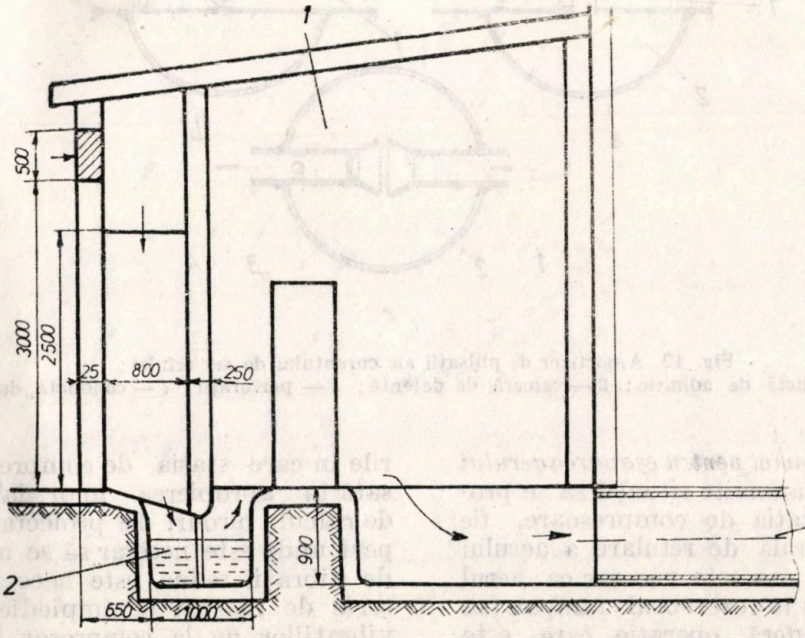


Fig. 10. Cameră de aspirație cu conducta de aspirație amplasată la nivelul solului :
1 — cameră de aspirație ; *2* — bazin cu apă ; *3* — conductă de aspirație.

5. Amortizoare de pulsații ale curentului de aer din conducte

În cazul compresoarelor cu piston, refularea curentului de aer în conducte se face intermitent, avînd un caracter pulsatoriu. Deplasarea pulsatorie a curentului de aer în conducte generează zgomote suplimentare și vibrații care se transmit structurii clădirii.

În vederea atenuării nivelului de zgomot și pentru amortizarea vibrațiilor conductelor de

refulare, se pot intercala amortizoare de pulsaţii sau atenuatoare reactive.

Din punct de vedere constructiv, aceste amortizoare de pulsaţii diferă foarte mult.

Unele dintre cele mai simple variante constructive sînt reprezentate în figurile 11 şi 12.

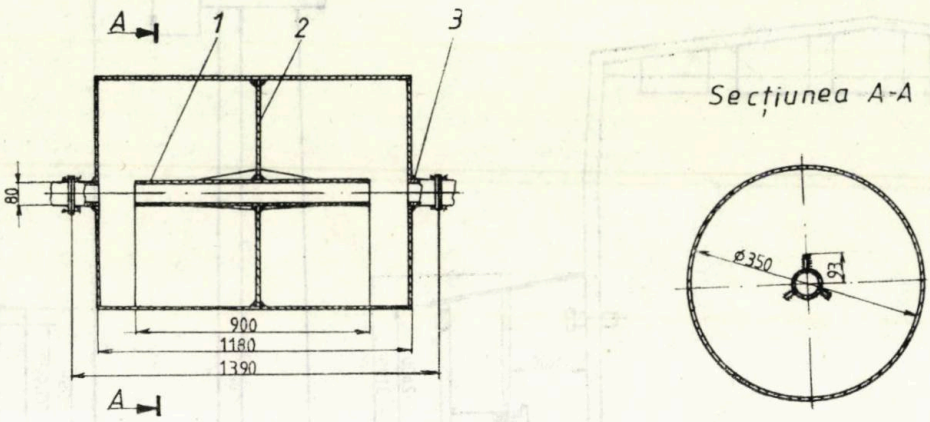


Fig. 11. Amortizor de pulsaţii ale curentului de aer:
1 — conductă intermediară; *2* — perete despărţitor; *3* — conductă de refulare.

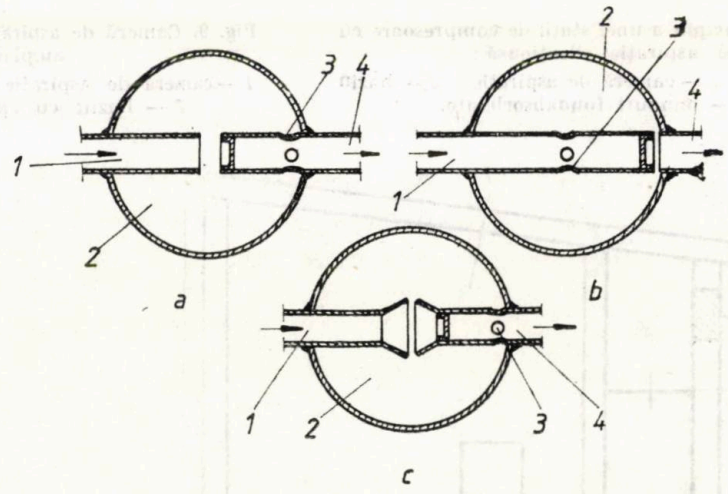


Fig. 12. Amortizor de pulsaţii ale curentului de aer refulat;
1 — conductă de admisie; *2* — cameră de detentă; *3* — perforaţii; *4* — conductă de refulare.

6. *Atenuatoare dezgomot pentru eşaparea aerului*

Este posibil ca în anumite situaţii să se producă avarii fie la staţia de compresoare, fie pe conducta magistrală de refulare a aerului comprimat. În acest caz este necesar ca aerul comprimat acumulat în rezervorul tampon să fie evacuat în atmosferă, operaţie care este însoţită de un zgomot de un nivel foarte ridicat. Pentru a se reduce acest zgomot, este necesar ca la capătul conductei de eşapare să se monteze un atenuator de zgomot cu capacitate mare de atenuare.

În figura 13 este reprezentat un asemenea atenuator, care asigură destinderea silenţioasă a aerului eşapat din rezervorul tampon.

VI. Metode de combatere a vibraţiilor

1. *Vibroizolarea compresoarelor*

În afară de surse de zgomot, compresoarele cu piston constituie surse importante de vibraţii care se propagă în structura clădirii. În cazurile în care staţia de compresoare este amplasată în apropierea unor laboratoare, centre de calcul, birouri de proiectare sau alte încăperi unde este necesar să se menţină un nivel de vibraţii redus, este necesar să se aplice o serie de măsuri de împiedicare a propagării vibraţiilor de la compresor la fundaţie, prin utilizarea unor elemente vibroizolante.

Metodologia de calcul a vibroizolării compresoarelor cu piston este prezentată pe larg în lucrările [1; 2; 4; 5]. În cele ce urmează vom prezenta cîteva variante constructive de elemente vibroizolante.

Astfel, în figura 14 este reprezentat un element vibroizolant metal-cauciuc, cu rigiditate

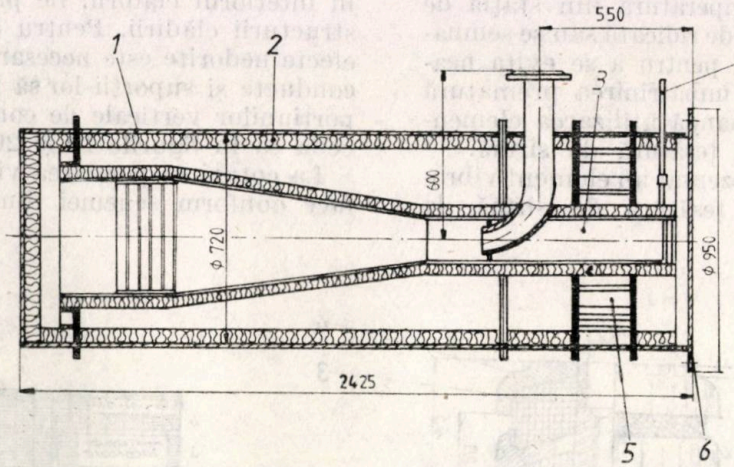


Fig. 13. Atenuator de zgomot pentru eşaparea aerului comprimat:
1 — capac; *2* — corp; *3* — detentor; *4* — ştuţ evacuare ulei; *5* — gură de refulare; *6* — suport.

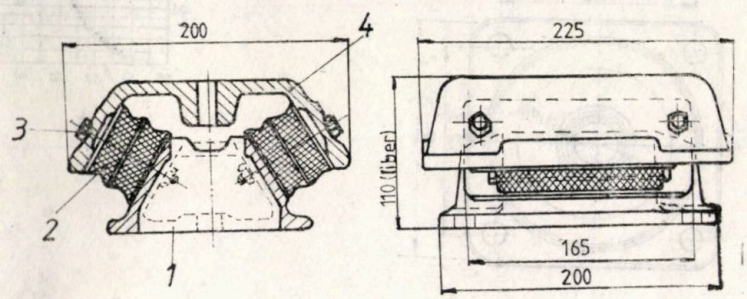


Fig. 14. Element vibroizolant metal-cauciuc;
1 — placă de bază; *2* — straturi de cauciuc; *3* — şuruburi de fixare; *4* — placă superioară.

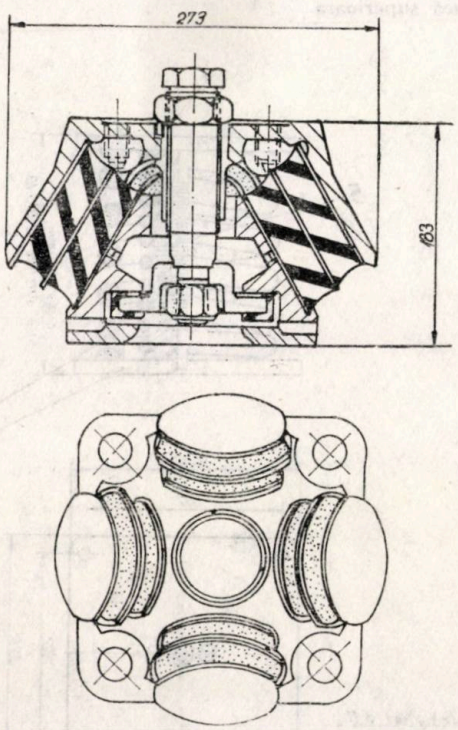


Fig. 15. Element vibroizolant metal-cauciuc cu rigiditate egală după cele trei direcţii.

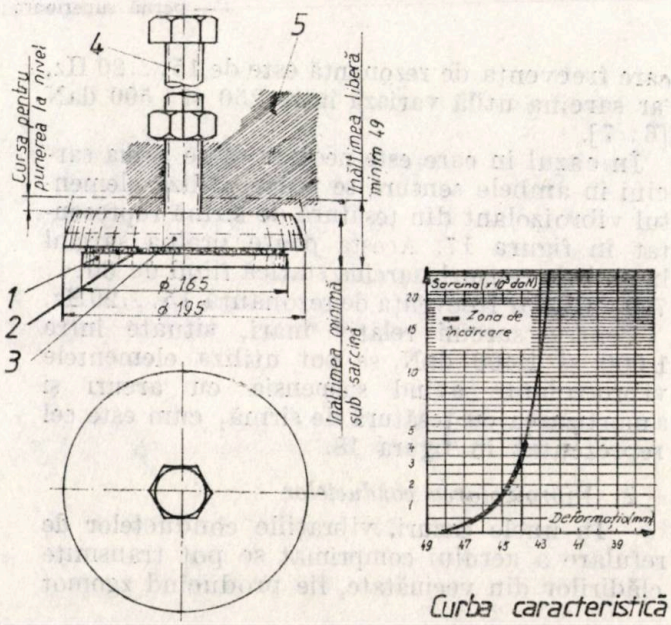


Fig. 16. Element vibroizolant din ţesătură de sîrmă:
1 — placă de bază; *2* — ţesătură de sîrmă; *3* — placă superioară; *4* — şurub de reglare; *5* — batiu utilaj.

egală după două direcţii, iar în figura 15 un element vibroizolant metal-cauciuc, cu rigiditate egală după trei direcţii.

În cazul în care temperatura din staţia de compresoare este destul de ridicată sau se semnalează prezenţa uleiului, pentru a se evita neajunsurile provocate de îmbătrînirea prematură a cauciucului, se recomandă utilizarea elementelor vibroizolante din ţesătură de sîrmă.

În figura 16 este reprezentat un element vibroizolant extraplat din ţesătură de sîrmă, la

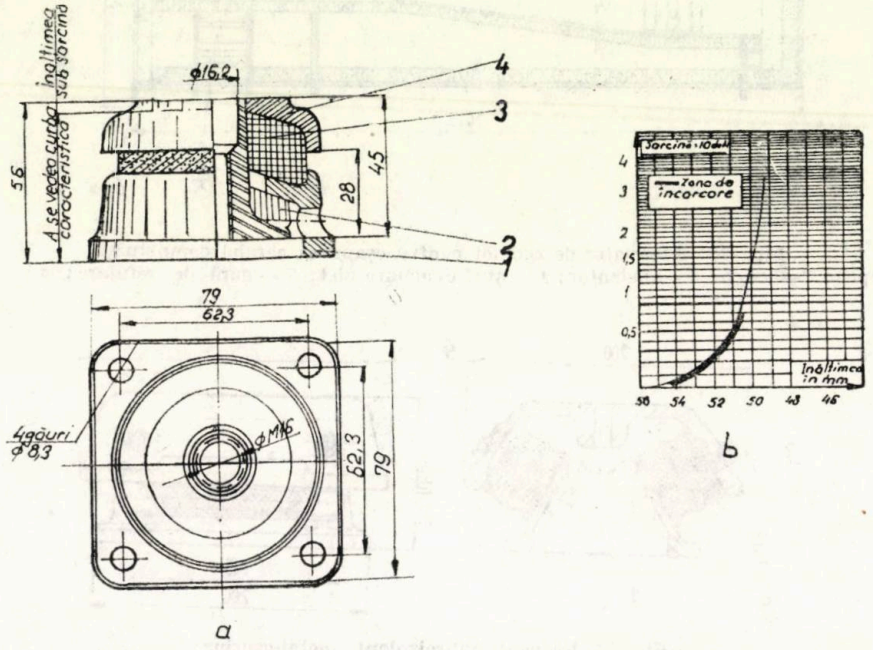


Fig. 17. Element vibroizolant din ţesătură de sîrmă:
a — vedere de ansamblu; *b* — curbă caracteristică; *1* — placă de bază; *2* — pernă inferioară din ţesătură de sîrmă; *3* — pernă superioară; *4* — placă superioară.

care frecvenţa de rezonanţă este de 15...20 Hz, iar sarcina utilă variază între 250 şi 4 500 daN [6; 7].

În cazul în care este necesar să se preia sarcini în ambele sensuri, se poate utiliza elementul vibroizolant din ţesătură de sîrmă reprezentat în figura 17. Acesta poate prelua sarcini în ambele sensuri, sarcina statică fiind de 30... 700 daN, iar frecvenţa de rezonanţă 15...20Hz.

Pentru sarcini relativ mari, situate între 1 000 şi 1 400 daN, se pot utiliza elementele vibroizolante avînd suspensia cu arcuri şi amortizarea cu ţesătură de sîrmă, cum este cel reprezentat în figura 18.

2. *Vibroizolarea conductelor*

În unele cazuri, vibraţiile conductelor de refulare a aerului comprimat se pot transmite clădirilor din vecinătate, fie producînd zgomot în interiorul clădirii, fie provocînd vibraţii ale structurii clădirii. Pentru a se evita asemenea efecte nedorite este necesar ca legăturile dintre conducte şi suporţii lor să fie elastice. În cazul porţiunilor verticale de conducte se poate proceda ca în figurile 19 şi 20.

La coturi suspendarea vibroizolantă se poate face conform schemei din figura 21.

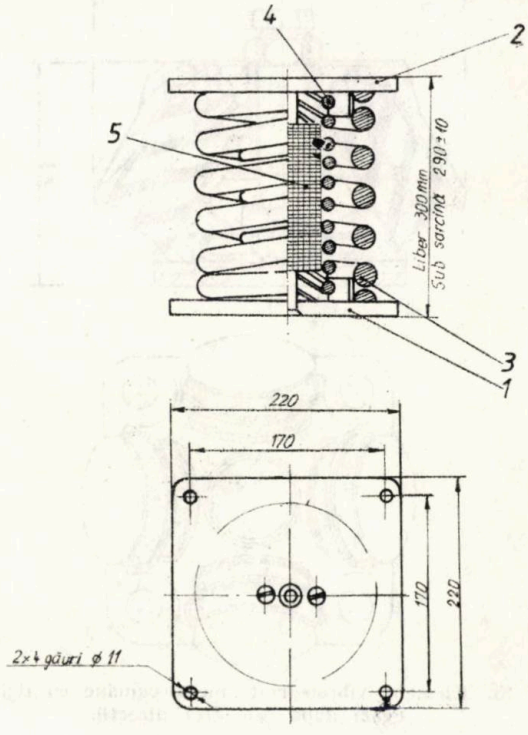


Fig. 18. Element vibroizolant metalic:
1 — placă de bază; *2* — placă superioară; *3* — arc elicoida *4* — arc secundar; *5* — amortizor din ţesătură de sîrmă

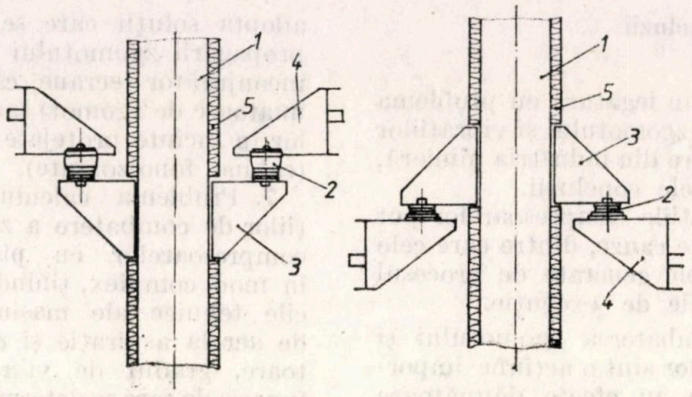


Fig. 19. Suspendarea vibroizolantă a conductelor verticale:
1 — conductă; *2* — element vibroizolant; *3* — suport conductă; *4* — suport; *5* — izolație fonică și termică.

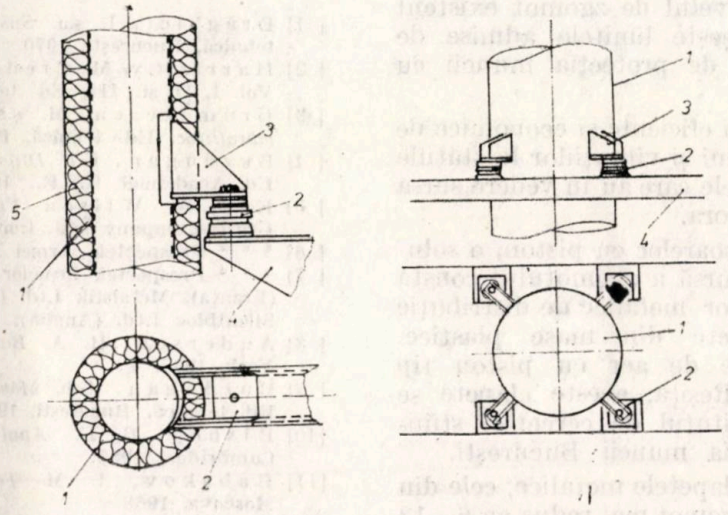


Fig. 20. Suspendarea vibroizolantă a conductelor verticale:
1 — conductă; *2* — element vibroizolant; *3* — suport conductă; *4* — suport; *5* — izolație fonică și termică.

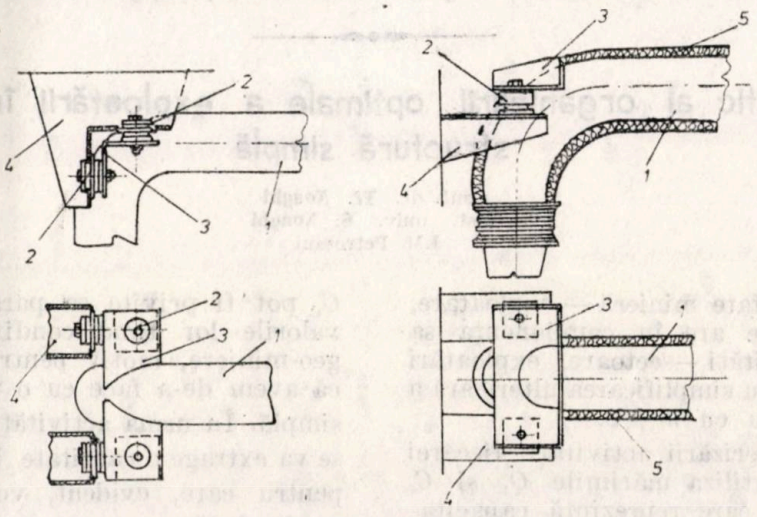


Fig. 21. Suspendarea vibroizolantă a conductelor la coturi:
1 — conductă; *2* — element vibroizolant; *3* — suport conductă; *4* — suport; *5* — izolație fonică și termică.

Concluzii

Din cele prezentate, în legătură cu problema prevenirii și combaterii zgomotului și vibrațiilor în stațiile de compresoare din industria minieră, se pot trage următoarele concluzii.

1. Zgomotul și vibrațiile compresoarelor pot fi generate de mai multe cauze, dintre care cele mai importante sînt cele generate de procesul de funcționare și erorile de execuție.

2. Prevenirea și combaterea zgomotului și vibrațiilor compresoarelor sînt o acțiune importantă, deoarece acestea au efecte dăunătoare asupra clădirilor, mașinilor și, mai ales, asupra oamenilor.

3. Măsurările de zgomot, efectuate la diferite stații de compresoare cu piston, au scos în evidență faptul că nivelul de zgomot existent în unele stații depășește limitele admise de Normele republicane de protecția muncii cu pînă la 15dB(A).

4. Soluțiile cele mai eficiente și economice de combatere a zgomotului și vibrațiilor la stațiile de compresoare sînt cele care au în vedere sursa de producere a acestora.

5. În cazul compresoarelor cu piston, o soluție de combatere la sursă a zgomotului constă în înlocuirea clapetelor metalice de distribuție a aerului, cu clapete din mase plastice. Pentru compresoarele de aer cu piston tip 1 V; 2 V și 3 V — Reșița, aceste clapete se pot comanda la Institutul de cercetări științifice pentru protecția muncii București.

În comparație cu clapetele metalice, cele din mase plastice au un zgomot mai redus cu 6—12 dB, o durată de funcționare de 5—6 ori mai mare și un preț de cost mai scăzut.

6. În cazul în care soluțiile de combatere a zgomotului la sursă nu se pot aplica, se pot adopta soluții care se referă la împiedicarea propagării zgomotului și vibrațiilor în mediul înconjurător (ecrane, carcase fonoizolante, atenuatoare de zgomot) sau amplasarea muncitorilor în incinte protejate împotriva acestor noxe (cabine fonoizolante).

7. Problema calculului și proiectării soluțiilor de combatere a zgomotului și vibrațiilor compresoarelor cu piston trebuie abordată în mod complex, ținînd seama de caracteristicile tehnice ale mașinii (pulsația curentului de aer la aspirație și refulare, forțe perturbatoare, gradul de vibroizolare cerut ș.a.), în funcție de care se determină caracteristicile fono- și vibroizolante (nivelul de zgomot și vibrații admis, frecvența proprie ș.a.).

Bibliografie

[1] Drăghici, I. ș.a. *Suspensii și amortizoare*. Ed. tehnică, București, 1970.
[2] Harris, Cy. M., Crede, Ch. E. *Șocuri și vibrații*. Vol. I, II și III, Ed. tehnică, București, 1969.
[3] Grumăzescu, M. ș.a. *Combaterea zgomotului și vibrațiilor*. Ed. tehnică, București, 1964.
[4] Buzdugan, Gh. *Dinamica fundațiilor de mașini*. Ed. Academiei R.S.R., 1968.
[5] Ker, W. Wilson *Vibration engineering*. Charles Griffin-Company Ltd. London.
[6] * * * Prospectele firmei Vibrachoc (Franța).
[7] * * * Prospectele firmelor Air-Loc (Elveția), Amortex (Franța), Metalstik Ltd. (Anglia), Paulstra (Franța), Silentbloc Ltd. (Anglia), Stopchoc (R.F.G.).
[8] Anderson, R. A. *Bazele teoriei vibrațiilor*. New York, 1967.
[9] Buzdugan, Gh. *Măsurarea vibrațiilor mecanice*. Ed. tehnică, București, 1964.
[10] Bishop, R. E. *Analiza matricială a vibrațiilor*. Cambridge, 1965.
[11] Babakov, I. M. *Teoria kolebania*. Iz. Nauka, Moscova, 1968.
[12] Darabont, A. ș.a. *Combaterea poluării sonore și a vibrațiilor*. Ed. tehnică, București, 1975.
[13] Ripianu, A. *Mișcările vibratorii ale arborilor drepți și cotiți*, Ed. Academiei R.S.R., București, 1969.
[14] Silaș, Gh. *Mecanică. Vibrații mecanice*. Ed. didactică și pedagogică, București, 1968.

Model matematic al organizării optimale a exploatării într-o unitate cu structură simplă

Conf. dr. **Tr. Noaghi**
asist. univ. **S. Noaghi**
I.M. Petroșani

Considerăm o unitate minieră — exploatare, centrală etc. — care are în componența sa un număr de subunități — sectoare, exploatări etc. — pe care, pentru simplificarea ulterioară a scrierii, o vom nota cu $n + 2$.

În vederea caracterizării activității fiecărei subunități, se vor utiliza mărimile Q_i și C_i ($i = 1,2,\ldots,n+2$), care reprezintă capacitatea proiectată și respectiv conținutul de substanță minerală utilă. În general, conținuturile C_i pot fi privite ca parametri independenți, valorile lor fiind condiționate de condițiile geo-miniere, motiv pentru care vom spune că avem de-a face cu o unitate cu structură simplă. În urma activității fiecărei subunități, se va extrage o cantitate V_i ($i = 1,2,\ldots,n+2$), pentru care, evident, vom avea îndeplinită condiția :

$$0 \leqslant V_i \leqslant Q_i. \qquad (1)$$

În condițiile planificării, unitatea minieră va trebui să-și organizeze activitatea în așa fel, încît să se asigure realizarea unei producții V și a unui conținut mediu C, dinainte stabilite. Exprimarea analitică a acesor cerințe se realizează cu ajutorul egalităților următoare :

$$V_1 + V_2 + \ldots + V_n + V_{n+1} + V_{n+2} = V,$$

$$C_1V_1 + C_2V_2 + \ldots + C_nV_n + C_{n+1}V_{n+1} + \\ + C_{n+2}V_{n+2} = CV. \qquad (2)$$

Analizînd sistemul (2), putem face constatarea că el este un sistem liniar de două ecuații cu $n + 2$ variabile $V_i (i = 1,2,\ldots, n + 2)$. În general, un astfel de sistem este nedeterminat, în care două din cele $n + 2$ variabile pot fi privite ca necunoscute, iar celelalte n ca parametri. Pentru a evidenția aceste roluri ale variabilelor sistemului, vom introduce notațiile : $V_{n+1} = x$, $V_{n+2} = y$, $C_{n+1} = C'$, $C_{n+2} = C''$ și $V_i = z_i (i = 1,2,\ldots,n)$ cu precizarea că numerotarea variabilelor V_i s-a făcut astfel încît să avem îndeplinită condiția : $C' \neq C''$. Cu aceste notații, sistemul (2) poate fi pus sub următoarea formă :

$$x + y + z_1 + z_2 + \ldots + z_n = V,$$

$$C'x + C''y + C_1z_1 + C_2z_2 + \ldots + C_nz_n = CV. \qquad (2')$$

Procedînd la rezolvarea sistemului (2'), vom obține exprimarea necunoscutelor x și y, în funcție de parametrii : $z_1, z_2, \ldots, z_n$, sub următoarea formă :

$$x = a_1z_1 + a_2z_2 + \ldots + a_nz_n + a_0,$$

$$y = b_1z_1 + b_2z_2 + \ldots + b_nz_n + b_0, \qquad (3)$$

unde coeficienții a_i și b_i $(i = 0, 1, 2, \ldots, n)$ sînt constante reale care au următoarele expresii :

$$a_0 = \frac{V(C'' - C)}{C'' - C'}, \quad a_i = \frac{C_i - C''}{C'' - C'},$$

$$b_0 = \frac{V(C - C')}{C'' - C'}, \quad b_i = \frac{C' - C_i}{C'' - C'}. \qquad (4)$$

Deoarece $z_1, z_2, \ldots, z_n$ au roluri de parametri, înseamnă că acestora li se pot da valori arbitrar alese, în limitele impuse de condiția (1) și astfel putem afirma că problema formulată are o infinitate de soluții. Pe baza acestui fapt, putem pune problema ca din această infinitate de soluții să alegem, dacă este posibil, unele care în afara condiției (2) să mai îndeplinească și altă condiție suplimentară. Considerente de ordin practic conduc la cerința ca organizarea activității să fie astfel făcută, încît subunitățile să lucreze cît mai apropiat de capacitatea proiectată, respectiv cu un randament cît mai mare. Pentru exprimarea analitică a acestei noi condiții, de factură optimală, vom face apel la mărimea D, definită de următoarea egalitate :

$$D = (x - Q')^2 + (y - Q'')^2 + (z_1 - Q_1)^2 + \\ + (z_2 - Q_2)^2 + \ldots + (z_n - Q_n)^2, \qquad (5)$$

care se observă că are structura unei dispersii și constatăm că ea va avea cea mai mică valoare $D = 0$, care se realizează atunci cînd avem :

$$x = Q' \quad y = Q'' \quad z_1 = Q_1, \quad z_2 = Q_2, \ldots, z_n = Q_n,$$

ceea ce înseamnă că toate subunitățile lucrează la capacitatea proiectată.

Folosind exprimările analitice mai sus-prezentate, problema organizării optimale a exploatării admite următoarea formulare : „Să se determine un sistem de valori ale variabilelor $x, y, z_1, z_2, \ldots, z_n$ care să satisfacă sistemul (2') și să conducă la o valoare minimă pentru mărimea D, definită de relația (5)".

În vederea rezolvării problemei mai sus-formulate, vom avea în vedere faptul că cerința impusă celor $n + 2$ variabile, de a satisface sistemul (2'), permite exprimarea lui x și y, prin egalitățile (3), care apoi, introduse în (5), conduc la exprimarea lui D ca funcție de n variabile, adică de forma $D(z_1, z_2, \ldots, z_n)$, dependența aceasta făcîndu-se atît explicit, cît și prin intermediul lui x și y. Datorită acestui fapt, problema analizată s-a redus la aflarea minimului acestei funcții de n variabile. Așa cum se arată în [1] și [2], pentru aflarea acestui minim, vor trebui determinate valorile variabilelor : $z_1, z_2, \ldots, z_n$, care asigură anularea celor n derivate parțiale ale funcției $D(z_1, z_2, \ldots, z_n)$, în raport cu fiecare dintre variabile. Ținînd seama de modul în care D depinde de fiecare din variabilele $z_i (i = 1,2,\ldots,n)$, derivata parțială a lui D, în raport cu z_i, admite următoarea exprimare :

$$\frac{\partial D}{\partial z_i} = \frac{\partial D}{\partial x}\frac{\partial x}{\partial z_i} + \frac{\partial D}{\partial y} - \frac{\partial y}{\partial z_i} + \frac{\partial D}{\partial z_i}. \qquad (6)$$

Utilizînd expresia (5) a lui D și expresiile (3) ale lui x și y, aplicînd succesiv rezultatul (6), pentru i variind de la 1 la n, în urma efectuării calculelor și prin impunerea condițiilor de anulare a acestor derivate parțiale, vom

obţine următorul sistem:

$$\begin{aligned}
&(a_1^2 + b_1^2 + 1)\, z_1 + (a_1a_2 + b_1b_2)z_2 + \ldots + (a_1a_n + b_1b_n)z_n = a_1(Q' - a_0) + b_1(Q'' - b_0) + Q_1\\
&(a_2a_1 + b_2b_1)z_1 + (a_2^2 + b_2^2 + 1)z_2 + \ldots + (a_2a_n + b_2b_n)z_n = a_2(Q' - a_0) + b_2(Q'' - b_0 + Q_2 \qquad (7)\\
&\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\\
&(a_na_1 + b_nb_1)z_1 + (a_na_2 + b_nb_2)z_2 + \ldots + (a_n^2b_n^2 + 1)z_n = a_n(Q' - a_0) + b_n(Q'' - b_0) + Q_1.
\end{aligned}$$

Cum sistemul (7) este un sistem liniar, de n ecuaţii cu n necunoscute, în vederea stabilirii naturii soluţiei lui, vom avea nevoie, printre altele, de determinarea coeficienţilor lui, care, aşa cum se poate vedea, are următoarea structură:

$$\Delta_n = \begin{vmatrix} a_1^2 + b_1^2 + 1 & a_1a_2 + b_1b_2 & \ldots & a_1a_n + b_1b_n \\ a_2a_1 + b_2b_1 & a_2^2 + b_2^2 + 1 & \ldots & a_2a_n + b_2b_n \\ \ldots & \ldots & \ldots & \ldots \\ a_na_1 + b_nb_1 & a_2a_n + b_2b_n & \ldots & a_n^2\, b_n^2 + 1 \end{vmatrix} \qquad (8)$$

Relativ la comportamentul unui determinant de această formă, am stabilit următorul rezultat.

Propoziţie: Dacă Δ_n este un determinat de forma (8), atunci acesta admite următoarea exprimare:

$$\Delta_n = 1 + \sum_{i=1}^{n} a_i^2 + \sum_{i=1}^{n} b_i^2 + \sum_{i<j}^{n} (a_ib_j - a_jb_i)^2. \qquad (9)$$

În vederea demonstrării valabilităţii acestei proprietăţi, vom apela la metoda inducţiei complete. Pentru aceasta vom considera cazul particular: $n = 2$, pentru care, prin dezvoltarea directă a lui Δ_2, obţinem:

$$\Delta_2 = 1 + a_1^2 + b_1^2 + a_2^2 + b_2^2 + (a_1b_2 - a_2b_1)^2,$$

rezultat care se obţine şi din (9), ceea ce dovedeşte că proprietatea este adevărată pentru $n = 2$. Pentru a arăta că din presupunerea că proprietatea este adevărată pentru n, va rezulta că este adevărată şi pentru $n + 1$, vom folosi faptul că are loc egalitatea:

$$\Delta_{n+1} = \Delta' + \Delta'' + \Delta_n,$$

egalitate ce se poate stabili prin calcul, făcînd apel la proprietăţile determinanţilor şi în care considerăm că Δ' şi Δ'' au expresiile:

$$\Delta' = \begin{vmatrix} a_1^2 + b_1^2 + 1 & \ldots & a_1a_{n+1} \\ a_1a_2 + b_1b_2 & \ldots & a_2a_{n+1} \\ \ldots & \ldots & \ldots \\ a_1a_{n+1} + b_1b_{n+1} & \ldots & a_{n+1}^2 \end{vmatrix}$$

$$\Delta'' = \begin{vmatrix} a_1^2 + b_1^2 + 1 & \ldots & b_1b_{n+1} \\ a_1a_2 + b_1b_2 & \ldots & b_2b_{n+1} \\ \ldots & \ldots & \ldots \\ a_1a_{n+1} + b_1b_{n+1} & \ldots & b_{n+1}^2 \end{vmatrix}.$$

Procedînd la dezvoltarea acestor determinanţi şi introducînd rezultatele obţinute în expresia lui Δ_{n+1}, vom obţine pentru acesta o exprimare de forma (9) şi cu aceasta valabilitatea proprietăţii este dovedită.

Utilizînd proprietatea prezentată, deducem, în baza egalităţii (9), în care ultimii trei termeni sînt sume de cantităţi pozitive sau nule, că aceşti termeni nu pot fi negativi şi, de aici, că are loc relaţia $\Delta_n \geqslant 1$, de unde rezultă că acest determinant nu se poate anula. Cum însă el este format cu coeficienţii sistemului (7), rezultă că acest sistem este compatibil şi unic determinat. Procedînd la rezolvarea sistemului (7), vom obţine soluţia unică a acestuia, formată din sistemul de valori $(z_1^0, z_2^0, \ldots, z_n^0)$ care, fiind apoi introduse în (3), vor conduce la valorile x^0 şi y^0, ale variabilelor x şi y. În acest fel, avem de-a face cu sistemul de valori $(x^0, y^0, z_1^0, z_2^0, \ldots, z_n^0)$, ale celor $n + 2$ variabile, care vor asigura satisfacerea sistemului de condiţii (2′) şi realizarea minimului pentru mărimea D, definită de (5). Pentru ca valorile obţinute să formeze soluţia problemei formulate, va trebui să satisfacă şi sistemul de condiţii (1). Cum însă sistemul $(x^0, y^0, z_1^0, z_2^0, \ldots, z_n^0)$ este unic determinat, el poate să satisfacă sau nu sistemul de condiţii (1).

Pe baza conţinutului modelului prezentat, putem trage următoarele concluzii.

1. Problema formulată poate să nu aibă soluţie sau, dacă are, aceasta este unică. În vederea stabilirii celor două situaţii, se va proceda la rezolvarea sistemului (7), din care se obţin valorile a n variabile şi apoi, cu ajutorul egalităţilor (3), se determină valorile celorlalte două variabile. Pentru valorile astfel obţinute se verifică satisfacerea condiţiilor (1) şi, dacă acestea nu sînt satisfăcute, înseamnă că problema nu are soluţie, iar dacă condiţiile (1) sînt satisfăcute, înseamnă că valorile obţinute formează soluţia problemei.

2. În situaţia în care problema nu are soluţie, se poate proceda la slăbirea sistemului de condiţii impuse celor $n + 2$ variabile, una dintre posibilităţi constînd în renunţarea la cerinţa de a avea o valoare minimă, pentru mărimea D definită de (5). Evident, în acest caz problema nu va mai avea un caracter de problemă optimală, dar pentru $n \geqslant 1$, va admite mai mult soluţii, din care se pot alege acelea care satisfac condiţiile tehnologice.

3. Aşa cum este dat modelul, se pare că are un caracter static, deoarece el permite determinarea cantităţilor $V_i (i = 1, 2, \ldots, n + 2)$,

pentru valori precizate ale conținuturilor C_i ($i = 1,2,\ldots,n+2$). Dacă însă cele $n+2$ conținuturi se modifică în timp, atunci modelul poate fi aplicat de mai multe ori, pentru fiecare din sistemele de valori ale acestor conținuturi și astfel el primește un caracter dinamic.

4. Volumul de calcule, în regim static, pentru valori mari ale lui n și cu atît mai mult în regim dinamic este mare și, evident, pentru efectuarea lor este necesară multă forță de muncă și timp mare de lucru, ceea ce reprezintă un neajuns, din punctul de vedere al procesului tehnologic. În vederea eliminării acestui neajuns, se poate apela la calculatorul electronic, deoarece modelului matematic i se poate da o structură algoritmică și apoi, pe baza lui, se poate elabora programul de lucru pentru calculator și, evident, regimul dinamic va impune repetarea de un număr de ori a acestui program.

5. Pentru cazul în care problema nu are soluție, în afara posibilității prezentate în concluzia 2, se poate proceda și în altă manieră, în sensul că se poate renunța la structura simplă a unității miniere, considerîndu-se ceea ce se poate numi structură ierarhizată, cu ajutorul căreia se va putea reveni la aspectul optimal al problemei.

În vederea ilustrării modului de utilizare a modelului prezentat, vom face apel la următoarea exemplificare : să considerăm unitatea U, formată din trei subunități : S_1, S_2, S_3, căreia i se cere să producă cantitatea $V = 10\,000$, cu un conținut mediu $C = 0,4$, știind că pentru cele trei subunități avem :

$$S_1 : C_1 = 0,51 ; \quad Q_1 = 4\,500$$

$$S_2 : C_2 = 0,37 ; \quad Q_2 = 3\,800$$

$$S_3 : C_3 = 0,21 ; \quad Q_3 = 2\,800.$$

Notînd cu respectiv z, x, y cantitățile pe care va trebui să le producă fiecare din cele trei subunități, putem construi sistemul (2'), care în condițiile prezentate va avea următoarea formă :

$$x + y + z = 10\,000$$

$$0,37x + 0,21\ y + 0,51z = 4\,000.$$

Exprimînd, din acest sistem, pe x și y în funcție de z, va rezulta sistemul (3), care va avea forma :

$$x = -1,875\ z + 11\,875$$

$$y = 0,875\ z - 1\,875.$$

Întrucît, în acest caz concret, avem $n = 1$, sistemul (7) se va reduce la o singură ecuație care, cu valorile de mai sus, va avea forma următoare :

$$5,28125\ z = 23731,25.$$

Determinînd, din această ecuație pe z și apoi folosind valoarea obținută se determină x și y, vom obține următoarele rezultate :

$$x = 4\,493,$$

$$y = 3\,451,$$

$$z = 2\,056.$$

După cum se poate observa, avem $4\,493 < 4\,500$; $3\,451 < 3\,800$; $2\,056 < 2\,800$ și deci valorile obținute satisfac și sistemul (1), ceea ce exprimă faptul că problema are soluție și ea este exprimată de cele trei valori ale variabilelor x, y și z.

Bibliografie

[1] Cristescu, R. *Analiză funcțională*. Ed. didactică și pedagogică, București, 1965.

[2] Nicolescu, M. ș.a. *Manual de analiză matematică*. Vol. I, Ed. didactică și pedagogică, București, 1963.

Calculul îmbinărilor prin flanșe ale garniturilor de prăjini folosite pentru forarea sondelor cu diametre mari

Prof. dr. ing. **A. Pavel**
Institutul de Petrol și Gaze Ploiești

Literatura de specialitate, de altfel extrem de bogată, referitoare la îmbinările cu flanșe circulare, de-a lungul anilor a avut ca obiect principal de studiu îmbinările flanșate statice (imobile) ale conductelor și recipientelor presurizate la interior, acestora impunîndu-li-se asigurarea simultană a unei condiții de rezistență și a unei condiții de etanșeitate [1; 2; 4—6; 8—12; 17; 18; 25—29; 35; 36; 39; 40; 43—51; 53; 54; 56; 59; 60; 62 — 64 etc.]. Trecerea la calculul automat de mare productivitate, folosind în acest scop metodele clasice [22; 39; 52] sau valorificînd posibilitățile metodei elementului finit [23; 24; 34; 38; 42; 57] și ale metodei elementului de graniță/frontieră [55], nu a implicat mutații majore, pe mai departe rămînînd în atenția specialiștilor îmbinările prin flanșe statice ale sistemelor tehnice de tip conductă sau recipient. Între timp, s-au studiat stările de solicitare și defor-

mare din flanşele statice cu nervuri [15—16], din flanşele circulare statice supuse acţiunii unor efecte de încovoiere [13; 21; 40; 41], din flanşele îmbinărilor statice solicitate la întindere axială [31], din joncţiunea flanşelor conjugate, cu contact frontal, solicitate la întindere şi compresiune [33], din flanşele circulare statice solicitate combinat la înconvoiere şi prin forţă normală [32] sau prin forţă excentrică [58] ş.a.m.d. Se pot semnala, de asemenea, unele tentative de studiere a îmbinărilor flanşate mobile (efecte inerţionale) [20] şi a îmbinărilor prin flanşe statice ale conductelor în condiţiile sarcinilor (dinamice pulsaţia presiunii interioare şi vibraţia mecanică a sistemului conductei) [5]. O menţiune aparte se impune pentru monografia publicată de către Bugov [7], care studiază şi rezolvă problemele îmbinărilor prin flanşe nesimetrice ale agregatelor hidroenergetice şi ale altor sisteme tehnice de aceeaşi speţă.

Analiza îmbinărilor prin flanşe circulare, considerate ca nişte sisteme tehnice unitare, de sine stătătoare, statice sau mobile, solicitate simplu sau combinat, cu luarea în consideraţie a presurizării interioare, întinderii longitudinale, preluării sau transmiterii de momente încovoietoare sau de răsucire etc., în circumstanţele unor regimuri statice sau variabile de punere sub sarcină mecanică, nu este reflectată în mod concludent în literatura de specialitate accesibilă şi, deci, consultată [3; 14; 16; 19; 41; 59; 61 etc.]. De aceea, în continuare, se va încerca fundamentarea şi elaborarea unei modalităţi proprii de calcul privind îmbinările prin flanşe ale garniturilor de prăjini folosite pentru forarea sondelor cu diametre mari, îmbinările respective fiind solicitate, preponderent şi concomitent, la întindere longitudinală F_{max} şi încovoiere $M_{i\,max}$, în condiţiile transmiterii unui anumit moment al cuplului de răsucire $M_{r\,max}$.

Îmbinarea prin flanşe preia forţe şi momente care acţionează în planul suprafeţei de contact

Într-o primă abordare, se admite că forţa transversală P_{max} şi momentul cuplului de răsucire $M_{r\,max}$, care acţionează în planul suprafeţei de contact a îmbinărilor prin flanşe în discuţie, se preiau şi, deci, se transmit prin frecare. Se va avea în vedere că şuruburile îmbinărilor respective se montează cu joc, dar, din motive analitice, se va studia şi alternativa şuruburilor montate fără joc [1; 30; 37]. În ambele cazuri, prezenţa bolţurilor de centrare nu se va lua în consideraţie.

Cazul şuruburilor montate cu joc. În circumstanţele cînd asupra îmbinării prin flanşe acţionează forţa transversală P_{max}, în N, pentru ca între suprafeţele în contact să nu apară o lunecare relativă, este necesar ca forţa de frecare datorită strîngerii şuruburilor $F_f = fn_sP_0$, în N, să fie mai mare decît forţa exterioară perturbatoare P_{max}, adică:

$$F_f = fn_sP_0 > P_{max},$$

astfel că:

$$fn_s P_0 = \beta P_{max}, \qquad (1)$$

unde:

P_0 este forţa de prestrîngere pentru un singur şurub, în N;

$f = 0{,}10\ldots0{,}20$ [1; 37] — coeficientul de frecare la nivelul contactului dintre flanşele conjugate;

n_s — numărul de şuruburi al unei îmbinări prin flanşe;

$\beta = 1{,}25\ldots2{,}00$ — coeficientul de siguranţă din punctul de vedere al riscului de lunecare.

Din egalitatea (1) rezultă:

$$P_0 = \frac{\beta P_{max}}{fn_s}, \qquad (2)$$

dimensionarea şuruburilor bazîndu-se pe următoarea formulă evidentă [37]:

$$d_1 \geqslant 1{,}29\sqrt{\frac{P_0}{\sigma_a}}, \qquad (3)$$

în care:

σ_a este rezistenţa admisibilă a materialului şuruburilor, în N/mm²;

d_1 — diametrul minim al tijei şuruburilor, egal cu diametrul interior al filetului corespunzător, în mm.

Evident, presiunea q_0, în N/mm², exercitată pe suprafaţa de contact în urma strîngerii şuruburilor, nu trebuie s-o depăşească pe cea admisibilă q_a, în N/mm², impunîndu-se restricţia:

$$q_0 = \frac{n_s P_0}{A_c} \leqslant q_a, \qquad (4)$$

în care A_c este aria suprafeţei contactului frontal reciproc al flanşelor conjugate, în mm².

Cînd asupra îmbinării prin flanşe date acţionează momentul cuplului de răsucire $M_{r\,max}$, în N·mm, forţa care revine unui singur şurub se determină din condiţia evidentă:

$$M_f > M_{r\,max},$$

respectiv:

$$M_f = \beta M_{r\,max}, \qquad (5)$$

în care M_f este momentul cuplului de frecare la nivelul contactului frontal reciproc al flanşe-

lor conjugate, în N·mm, calculat cu formula:

$$M_f = \int_{A_c} f q_0 \rho \, dA_c = f q_0 S_p = f n_s P_0 \frac{S_p}{A_c}, \quad (6)$$

aici S_p, în mm^3, reprezentînd momentul static polar al suprafeţei de contact frontal A_c:

$$S_p = \int_{A_c} \rho dA_c,$$

iar ρ — raza curentă (fig. 1), în mm.

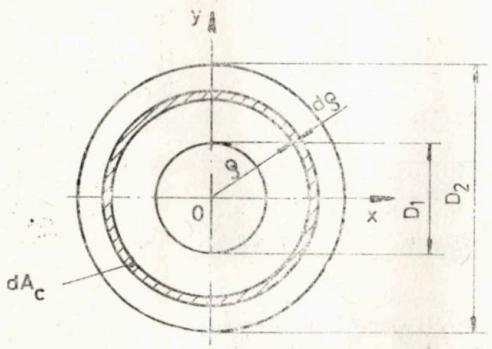


Fig. 1. Schema de calcul privind determinarea momentului static polar.

Din relaţiile (5) şi (6) rezultă forţa de prestrîngere pentru un singur şurub P_0 şi anume:

$$P_0 = \frac{\beta M_{r\,max}}{f n_s} \frac{A_c}{S_p}. \quad (7)$$

Întrucît suprafaţa contactului frontal se poate considera ca fiind inelară* (fig. 1), rezultă:

$$P_0 = \frac{\beta M_{r\,max}}{f n_s} \frac{3(D_2^2 - D_1^2)}{D_2^3 - D_1^3}. \quad (8)$$

Dacă lăţimea suprafeţei inelare de contact $b = 0{,}5(D_2 - D_1)$ este mică sau se poate considera mică, faţă de raza medie $0{,}5\ D_m = 0{,}5(D_2 + D_1)$ (fig. 1), atunci, cu aproximaţie, se poate scrie [37]:

$$\beta M_{r\,max} = f n_s P_0 \frac{D_m}{2},$$

de unde se obţine:

$$P_0 = \frac{2\beta M_{r\,max}}{f n_s D_m}, \quad (9)$$

respectiv (pentru $D_m \to D_{cs}$, D_{cs} fiind diametrul nominal al cercului şuruburilor, în mm):

$$P_0 = \frac{2\beta M_{r\,max}}{f n_s D_{cs}}. \quad (10)$$

Egalitatea (5) se mai poate scrie astfel (întrucît flanşele în discuţie sînt circulare):

$$M_f = \beta M_{r\,max} = \frac{1}{2} f n_s P_0 D_{cs},$$

de aici regăsindu-se formula cunoscută (10).

În situaţia cînd, simultan, acţionează o forţă transversală P_{max} şi un moment al cuplului de răsucire $M_{r\,max}$, forţa de prestrîngere dintr-un singur şurub va fi egală cu suma forţelor de prestrîngere determinate pentru cele două alternative distincte, rezultînd:

$$P_{0\,total} = P_{0P} + P_{0M}, \quad (11)$$

P_{0P} determinîndu-se cu formula (2), iar P_{0M} — cu formulele adecvate (7)—(10).

Cazul şuruburilor montate fără joc. De această dată, transmiterea solicitării se face prin corpul şuruburilor, care este solicitat la forfecare.

Cînd acţionează forţa transversală P_{max}, în ipoteza unei repartizări uniforme a sa pe toate şuruburile, forţa care revine unui singur şurub este:

$$P_1 = \frac{P_{max}}{n_s}. \quad (12)$$

Cînd acţionează momentul cuplului de răsucire $M_{r\,max}$, suprafeţele de contact fiind circulare, rezultă:

$$P_1 = \frac{2M_{r\,max}}{n_s D_{cs}}. \quad (13)$$

În circumstanţele acţiunii simultane a forţei P_{max} şi a momentului $M_{r\,max}$, forţa totală care revine unui singur şurub va fi (prin însumare geometrică):

$$P_{1\,total} = P_{1P} + P_{1M}, \quad (14)$$

unde P_{1P} se determină cu formula (12), iar P_{1M} se calculează cu formula (13).

Îmbinarea prin flanşe preia forţe şi momente care acţionează într-un plan perpendicular pe suprafaţa de contact

Forţa longitudinală F_{max} şi momentul încovoietor $M_{i\,max}$ solicită — împreună — la întindere (tracţiune) sau compresiune elementele

* În condiţiile calculului riguros, momentul static polar S_p şi aria suprafeţei de contact A_c se vor calcula cu luarea în consideraţie a găurilor practicate în flanşe.

îmbinării prin flanşe, totodată implicînd şi riscul unei lunecări relative între elementele de îmbinare. Evident, posibilitatea lungirii sau lunecării componentelor de bază ale îmbinării flanşate este împiedicată prin montarea cu prestrîngere a şuruburilor. Însă, prestrîngerea şuruburilor trebuie materializată astfel, încît, după aplicarea sarcinilor F_{max} şi $M_{i\,max}$, în toate punctele suprafeţei de contact dintre flanşe să existe numai eforturi unitare de compresiune. Această din urmă restricţie constituie ceea ce, în literatura de specialitate antecitată, se numeşte condiţie de etanşare. Pierderea fie şi numai parţială a „etanşeităţii" corespunzătoare se soldează cu amplificarea forţelor care solicită şuruburile, cu toate consecinţele nefavorabile ce decurg din aceasta. Prin urmare, prima problemă care trebuie abordată, în legătură cu îmbinările prin flanşe în discuţie, este cea a determinării condiţiei de etanşare.

Determinarea condiţiei de etanşare. La nivelul contactului nemijlocit dintre flanşe, efortul unitar rezultant $\sigma_{tot} = \sigma_{max,min}$ se compune din: efortul unitar de compresiune σ_{P_0}, datorit forţei de prestrîngere iniţială P_0; efortul unitar de întindere-compresiune σ_F, datorit forţei exterioare longitudinale F_{max} şi efortul unitar de întindere-compresiune σ_M, datorit momentului încovoietor $M_{i\,max}$ (fig. 2), deci:

$$\sigma_{tot} = \sigma_{max,min} = -\sigma_{P_0} \pm \sigma_F + \sigma_M, \text{ N/mm}^2. \quad (15)$$

Întrucît centrul geometric al secţiunii transversale prin şuruburi se identifică cu centrul geometric al suprafeţei de contact (cu aria A_c) dintre flanşe, efortul unitar σ_{P_0} se poate considera ca fiind distribuit uniform, astfel că:

$$\sigma_{P_0} = \frac{n_s P_0}{A_c}, \text{ N/mm}^2. \quad (16)$$

Aşa cum se ştie din literatura de specialitate clasică [30], la aplicarea forţei exterioare F_{max}, o parte din aceasta F'_{max} contribuie la lungirea suplimentară a şuruburilor, iar cealaltă parte F''_{max}, şi anume:

$$F''_{max} = F_{max} \frac{\lambda_s}{\lambda_s + \lambda_f}. \quad (17)$$

în care λ_s este elasticitatea şuruburilor, în mm/N, iar λ_f — elasticitatea flanşelor, în mm/N, contribuie la diminuarea eforturilor unitare de compresiune din elementele intermediare (flanşe). Deoarece, la nivelul suprafeţei de contact frontal, secţiunea este mare în comparaţie cu secţiunea şuruburilor, flanşele fiind destul de rigide, se poate lua în consideraţie că elasticitatea λ_f este foarte mică şi se poate admite aproximaţia: $\lambda_s/(\lambda_s + \lambda_f) \to 1$.

Rezultă:

$$\sigma_F = \frac{F''_{max}}{A_c} = \frac{F_{max}}{A_c} \frac{\lambda_s}{\lambda_s + \lambda_f}, \text{ N/mm}^2, \quad (18)$$

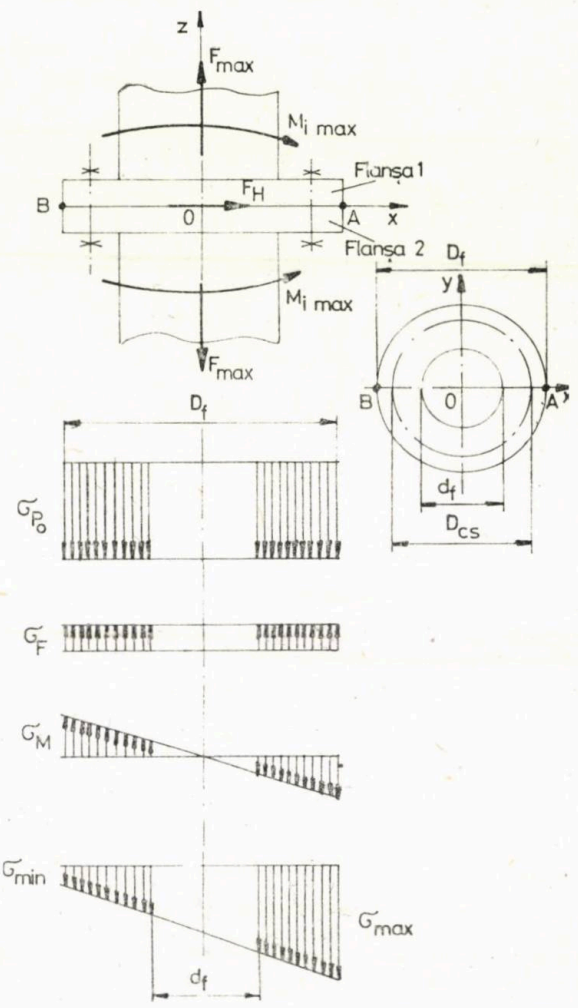


Fig. 2. Starea de eforturi unitare, la nivelul contactului dintre flanşe, în îmbinarea flanşată care preia forţe şi momente ce acţionează într-un plan normal la suprafaţa de contact.

Observaţie. Din motive formale, flanşa *1* s-a considerat ca fiind activă, iar flanşa *2* s-a presupus ca fiind pasivă

respectiv (şi aproximativ):

$$\sigma_F \approx \frac{F_{max}}{A_c}. \quad (19)$$

Suprafeţele de contact ale flanşelor fiind multisimetrice, solicitarea prin încovoierea datorită momentului $M_{i\,max}$ se produce într-unul din planurile de simetrie, deci:

$$\sigma_M = \frac{M_y}{W_y} = \frac{M_{i\,max}}{W_y} = \frac{D_{max}}{2} \frac{M_{i\,max}}{I_y}, \text{ N/mm}^2, \quad (20)$$

în care :

I_y este momentul de inerţie (axial) al suprafeţei frontale de contact, în mm^4;

$W_y = I_y/(D_{cs}/2)$ — modulul de rezistenţă corespunzător, în mm^3;

D_{max} — diametrul maxim al suprafeţei de contact frontal, în mm.

Efortul unitar rezultant (t o t a l), la nivelul suprafeţei de contact dintre flanşe, va fi (fig.2) :

- în punctul A :

$$\sigma_{tot} = \sigma_{max} = -\sigma_{P_0} + \sigma_F - \sigma_M = \\ = -\frac{n_s P_0}{A_c} + \frac{F_{max}}{A_c}\frac{\lambda_s}{\lambda_s + \lambda_f} - \frac{D_{max}}{2}\frac{M_{i\,max}}{I_y}; \quad (21)$$

- în punctul B :

$$\sigma_{tot} = \sigma_{min} = -\sigma_{P_0} + \sigma_F + \sigma_M = \\ = -\frac{n_s P_0}{A_c} + \frac{F_{max}}{A_c}\frac{\lambda_s}{\lambda_s + \lambda_f} + \frac{D_{max}}{2}\frac{M_{i\,max}}{I_y}. \quad (22)$$

Evident, c o n d i ţ i a d e e t a n ş e i t a t e se identifică cu cea potrivit căreia efortul unitar m i n i m $\sigma_{tot} = \sigma_{min}$ (formula 22), în valoare absolută, să fie un efort unitar de c o m p r e s i u n e, impunîndu-se, deci, restricţia :

$$\sigma_{P_0} > \sigma_F + \sigma_M, \quad (23, a)$$

respectiv :

$$\sigma_{P_0} = c_e(\sigma_F + \sigma_M), \quad (23, b)$$

de unde rezultă :

$$P_0 = c_e\left(\frac{F_{max}}{n_s}\frac{\lambda_s}{\lambda_s + \lambda_f} + \frac{A_c D_{max}}{2 n_s}\frac{M_{i\,max}}{I_y}\right), \quad (24)$$

sau :

$$P_0 \approx c_e\left(\frac{F_{max}}{n_s} + \frac{A_c D_{max}}{2 n_s}\frac{M_{i\,max}}{I_y}\right), \quad (25)$$

aici $c_e = 1{,}5 \ldots 3{,}0$ [37] numindu-se coeficient de siguranţă din punctul de vedere al asigurării condiţiei de etanşeitate.

Aşadar, cu formulele (24; 25) se determină forţa P_0, în N, cu care trebuie strîns fiecare şurub (la montare), pentru ca, în condiţiile exploatării garniturii de prăjini flanşate, să fie asigurată îndeplinirea condiţiei de etanşare (23). Totodată, trebuie asigurată şi satisfacerea condiţiei de rezistenţă corespunzătoare, formulate astfel :

$$\sigma_{max} \leqslant \sigma_a. \quad (26)$$

în care σ_{max} are valoarea obţinută cu formula (21), iar σ_a reprezintă rezistenţa admisibilă, calculată cu formula [37] :

$$\sigma_a = 0{,}8\ \sigma_c, \quad (27)$$

aici σ_c fiind limita tehnică de curgere, în N/mm^2, a materialului flanşelor conjugate.

Dacă îndeplinirea condiţiei de rezistenţă (26) nu este asigurată, atunci se impune modificarea dimensiunilor suprafeţelor de contact ale flanşelor în discuţie.

Calculul la lunecare. Condiţia ca între flanşele conjugate să nu existe l u n e c a r e r e l a t i v ă se identifică cu cea potrivit căreia forţa de frecare, datorită prestrîngerii şuruburilor, trebuie să fie mai mare decît forţa F_H exterioară sau corespunzătoare efectului care implică riscul lunecării celor două flanşe, adică (fig. 2) :

$$f(-\sigma_{P_0} \pm \sigma_F) A_c \geqslant F_H, \quad (28)$$

deoarece $\sum \sigma_M = 0$ (pentru o suprafaţă de contact dată).

Cînd condiţia (28) nu este satisfăcută, se recomandă ca forţa P_0, de prestrîngere pentru un singur şurub, să aibă intensitatea :

$$P_0 \geqslant \frac{F_H}{f n_s} \pm \frac{F_{max}}{n_s}, \quad (29)$$

sau se poate trece la folosirea de şuruburi fără joc.

Calculul practic al forţelor care solicită şuruburile. Deoarece îmbinările prin flanşe ale garniturilor de prăjini folosite la forarea sondelor cu diametre mari sînt î m b i n ă r i c u p r e s t r î n g e r e, fiecare dintre şuruburi va fi solicitat de către o forţă totală :

$$P_{1\,total} = P_0 + \Delta P, \quad (30)$$

valoarea adiţională ΔP, în N, urmînd a se determina în continuare.

Cunoscîndu-se forţa F_{max} şi momentul încovoietor $M_{i\,max}$, de asemenea aria A_c şi modulul de rezistenţă W_y sau momentul de inerţie I_y ale suprafeţei de contact dintre flanşe, se determină σ_F (formulele 18, 19) şi σ_M (formula 20), respectiv se află σ_{P_0} (formula 23, b). Forţa P_0 se calculează atît cu formulele (24, 25), cît şi cu formula (29), în final reţinîndu-se numai valoarea P_0 c e a m a i m a r e.

Şuruburile avînd — toate — aceeaşi lungime şi acelaşi coeficient $\varkappa$, calculat cu formula :

$$\varkappa = \frac{\lambda_f}{\lambda_f + \lambda_s}, \quad (31)$$

rezultă următoarea valoare F'_{max}, care reprezintă partea din forța exterioară F_{max} ce revine șuruburilor :

$$F'_{max} = F_{max} \frac{\lambda_f}{\lambda_f + \lambda_s} = \varkappa F_{max}, \qquad (32)$$

respectiv următoarea valoare $M'_{i\,max}$, care reprezintă partea din momentul încovoietor exterior $M_{i\,max}$ ce revine de asemenea șuruburilor :

$$M'_{i\,max} = M_{i\,max} \frac{\lambda_f}{\lambda_f + \lambda_s} = \varkappa M_{i\,max}. \qquad (33)$$

Spre deosebire de forța F_{max}, care se repartizează uniform pe toate șuruburile, momentul încovoietor $M_{i\,max}$ se repartizează pe șuruburi în mod inegal, proporțional cu distanța x_i de la fiecare șurub i pînă la axa neutră corespunzătoare. Prin urmare, rezultă (pentru șurubul i) :

$$\Delta P_i = \frac{\varkappa}{n_s}\left(F_{max} \pm x_i \frac{M_{i\,max}}{x_i^2}\right), \text{ N}, \qquad (34)$$

respectiv :

$$\Delta\sigma_i = \frac{\Delta P_i}{A_s} = \varkappa\left(\frac{F_{max}}{n_s A_s} \pm x_i \frac{M_{i\,max}}{I_y}\right), \text{ N/mm}^2, \qquad (35)$$

în care :

$\Delta\sigma_i$ este solicitarea suplimentară (efortul unitar suplimentar) dintr-un șurub, în N/mm^2 ;

$A_s = \pi d_1^2/4$ — aria secțiunii de calcul (de rezistență) a șurubului, în mm^2 ;

d_1 — diametrul interior al filetului șurubului, în mm ;

$I_y = n_s A_s x_i^2$ — momentul de inerție al secțiunii transversale a tuturor n_s șuruburilor i în raport cu axa y ce trece prin centrul geometric al suprafeței de contact dintre flanșe (fig. 2), în mm^4.

Pentru flanșele în discuție, $x_i = \pm 0{,}5\ D_{cs}$ (fig. 2) și rezultă :

$$\Delta P_i \to \Delta P_{max} = \frac{\varkappa}{n_s}\left(F_{max} \pm \frac{2M_{i\,max}}{D_{cs}}\right), \qquad (36)$$

respectiv :

$$\Delta\sigma_i \to \Delta\sigma_{max} = \varkappa\left(\frac{F_{max}}{n_s A_s} \pm \frac{2\,M_{i\,max}}{n_s A_s D_{cs}}\right), \quad (37,a)$$

sau :

$$\Delta\sigma_i \to \Delta\sigma_{max} = \frac{\varkappa}{n_s A_s}\left(F_{max} \pm \frac{2\,M_{i\,max}}{D_{cs}}\right). \quad (37,b)$$

Pentru șurubul cel mai solicitat, condiția de rezistență corespunzătoare va fi :

$$\sigma_{1\,max} = \frac{P_0}{A_s} + \frac{\varkappa}{n_s A_s}\left(F_{max} + \frac{2\,M_{i\,max}}{D_{cs}}\right) \leqslant \sigma_{as}, \qquad (38)$$

aici σ_{as} reprezentînd rezistența admisibilă a materialului șurubului, în N/mm^2.

Un calcul aproximativ al îmbinărilor prin flanșe ale sistemelor tubulare de tip arbore solicitate la încovoiere și întindere

Conform lucrării [41], se introduc următoarele notații (fig. 3) :

$$D = \frac{E s^3}{12(1-\mu^2)}, \text{ N}\cdot\text{mm}, \qquad (39)$$

$$\beta = \sqrt[4]{\frac{3(1-\mu^2)}{\left(\frac{D_e}{2}\right)^2 s^2}}, \text{ mm}^{-1}, \qquad (40)$$

$$K_z = \frac{h_f^3}{12} \ln \frac{\frac{D_f}{2}\left(\frac{D_{cs}}{2} - \frac{d_0}{2}\right)}{\frac{d_f}{2}\left(\frac{D_{cs}}{2} + \frac{d_0}{2}\right)} = \frac{h_f^3}{12} \ln \frac{D_f(D_{cs} - d_0)}{d_f(D_{cs} + d_0)}, \text{ mm}^3, \qquad (41)$$

$$c_0 = \frac{1}{2} h_f, \text{ mm}, \qquad (42)$$

$$I_y = \frac{\pi}{64}(D_e^4 - D_i^4), \text{ mm}^4 ; \quad A_t = \frac{\pi}{4}(D_e^2 - D_i^2), \text{ mm}^2, \qquad (43, 44)$$

$$k^2 = \frac{2EK_z + 4\beta D\left(\frac{D_e}{2}\right)(1 + \beta c_0) + 4\beta^2 D\left(\frac{D_e}{2}\right) c_0(1 + 2\beta c_0) + \frac{2\left(\frac{D_f}{2} - \frac{D_{cs}}{2}\right)^2 n_s}{\pi\lambda_s}}{\frac{4}{\left(\frac{D_f}{2} + \frac{D_e}{2}\right)^2}\left[\left(\frac{D_f^2}{4} - \frac{D_e^2}{4}\right) EK_z + 4\frac{D_f}{2} GI_d\right]}, \qquad (45)$$

$$A_0 = \frac{P_0 n_s \left(\frac{D_f}{2} - \frac{D_{cs}}{2}\right) - \frac{2\pi\left(\frac{D_e}{2}\right) P s \left(\frac{D_f}{2} - \frac{D_e}{2}\right)}{A_t}}{\frac{4\pi}{\left(\frac{D_f}{2} + \frac{D_e}{2}\right)^2}\left[\left(\frac{D_f^2}{4} - \frac{D_e^2}{4}\right) EK_z + 4\frac{D_f}{2} GI_d\right]}, \quad (46)$$

lui (oţel) elementului tubular flanşat, respectiv al materialului flanşei;

G = 0,78 · 10^5 N/mm² — modulul de elasticitate transversal al materialului (oţel) elementului tubular flanşat, respectiv al materialului flanşei;

μ = 0,3 — coeficientul de contracţie transversală al materialului (oţel)

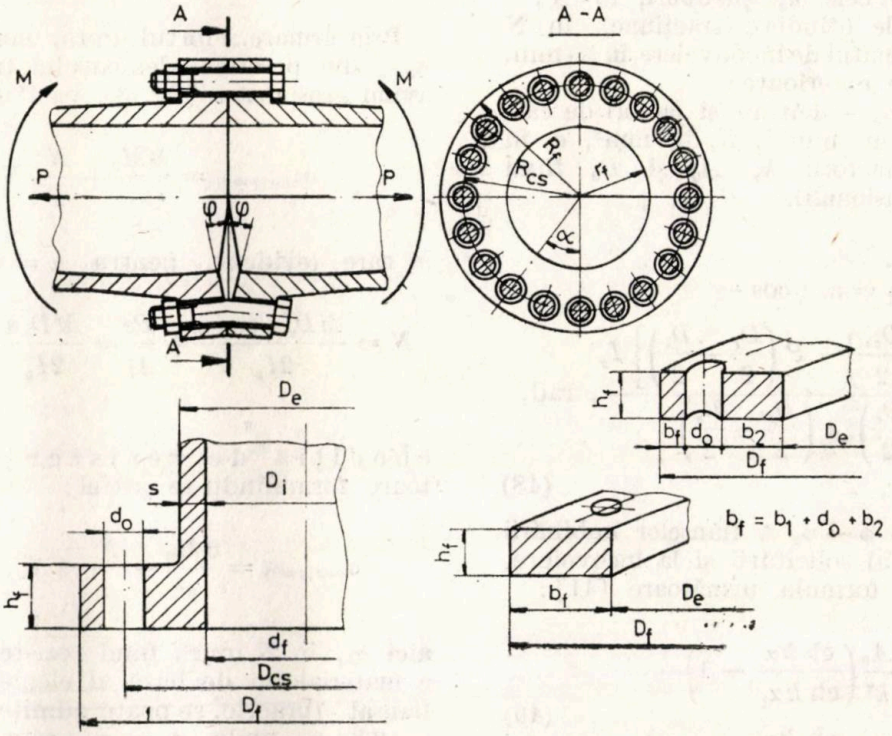


Fig. 3. Schema solicitării şi deformării îmbinărilor prin flanşe ale sistemelor tubulare de tip arbore solicitate la încovoiere şi întindere [41]:

$R_f = 0{,}5D_f$ — raza exterioară a (discului) flanşei, în mm; $r_f = 0{,}5d_f$ — raza interioară a (discului) flanşei, în mm; $R_{cs} = 0{,}5D_{cs}$ — raza cercului nominal al şuruburilor, în mm; M — momentul încovoietor exterior care solicită sistemul, în N·mm; P — forţa exterioară de întindere (tracţiune) care solicită sistemul, în N; $\alpha \in [0; \pi]$ — unghiul care poziţionează şurubul în planul frontal al flanşelor, faţă de axa principală verticală, în grd; φ, φ_α — unghiul deschiderii flanşelor, ca efect al solicitării la încovoiere (la nivelul şuruburilor poziţionate prin unghiul α), în rad→grd; $D_f = 2R_f$ — diametrul exterior al flanşei, în mm; $D_{cs} = 2R_{cs}$ — diametrul cercului nominal al şuruburilor, în mm; $d_f = 2r_f$ — diametrul interior al flanşei, în mm; D_e, D_i — diametrele exterior şi interior ale elementului tubular racordat cu flanşă, respectiv flanşat, în mm; d_0 — diametrul găurilor pentru şuruburi, în mm; h_f — grosimea (discului) flanşei, în mm; $b_f = 0{,}5(D_f - D_e)$ — lăţimea (discului) flanşei, în mm; $s = 0{,}5(D_e - D_i)$ — grosimea peretelui elementului tubular flanşat, în mm.

$$B_0 = \frac{M\left(\frac{D_e}{2}\right)^2 s \left(\frac{D_f}{2} - \frac{D_e}{2}\right)}{\frac{2I_v}{\left(\frac{D_f}{2} + \frac{D_e}{2}\right)^2}\left[\left(\frac{D_f^2}{4} - \frac{D_e^2}{4}\right) EK_s + 4\frac{D_f}{2} GI_d\right]}, \quad (47)$$

în care:

D este rigiditatea la încovoiere (rigiditatea cilindrică) a elementului tubular flanşat, în N·mm;

E = 2,06 · 10^5 N/mm² — modulul de elasticitate longitudinal al materialului elementului tubular flanşat, respectiv al materialului flanşei;

A_t — aria secţiunii transversale a elementului tubular flanşat, în mm²;

I_v — momentul de inerţie axial (geometric) al secţiunii transversale a elementului tubular flanşat, în mm⁴;

I_d — momentul de inerţie polar fictiv al secţiunii radiale (de lăţime b) a discului flanşei, în mm⁴; în secţiunile radiale care nu intersectează găurile pentru şuruburi, $I_d = 0{,}4\,bh_f^3$; în secţiunile radiale care intersectează diametral găurile pentru şuruburi,

$I_d = 0{,}4\ h_f^3\ (b_1 + b_2) = 0{,}4\ h_f^3\ (b_f - d_0)$;

GI_d — rigiditatea (la răsucire a) flanşei, considerate — prin discul său — ca o bară inelară după Saint-Venant, în N·mm²;

n_s — numărul de şuruburi al îmbinării prin flanşe;

λ_s — elasticitatea şurubului, în mm/N;

P_0 — forţa iniţială, de prestrîngere, din fiecare cele n_s şuruburi, în N;

P, M — forţa de întindere (tracţiune), în N şi momentul de înconvoiere, în N·mm, ambele exterioare;

β, K_z, c_0, k, A_0, B_0 — mărimi şi factori de calcul (β în mm^{-1}, K_z în mm^3, c_0 în mm, factorii k, A_0 şi B_0 fiind adimensionali).

Pentru:

$$\alpha_1 = \text{arc cos} \rightarrow$$

$$\rightarrow \frac{\left[P_0 n_s \left(\frac{D_f}{2} - \frac{D_{cs}}{2}\right) - P\left(\frac{D_f}{2} - \frac{D_e}{2}\right)\right] I_y}{2\pi M \left(\frac{D_e}{2}\right)^2 s \left(\frac{D_f}{2} - \frac{D_e}{2}\right)}, \text{ rad}, \tag{48}$$

deschiderea $\varphi \rightarrow \varphi_\alpha$ a flanşelor îmbinării (fig. 3), ca efect al solicitării şi la încovoiere, se determină cu formula următoare [41]:

$$\varphi_\alpha = \frac{A_0}{k^2}\left(\frac{\text{ch}\, k\alpha}{\text{ch}\, k\alpha_1} - 1\right) - \frac{B_0}{1 + k^2}\left(\cos\alpha_1 \frac{\text{ch}\, k\alpha}{\text{ch}\, k\alpha_1} - \cos\alpha\right), \text{ rad}, \tag{49}$$

efortul unitar suplimentar $\Delta\sigma_{s\alpha}$ din şurubul corespunzător unghiului α (fig. 3), datorit acţiunii simultane a momentului încovoietor exterior M şi forţei exterioare de întindere (tracţiune) P, fiind [41]:

$$\Delta\sigma_{s\alpha} = \frac{\Delta P_{s\alpha}}{A_s} = \frac{2\varphi_\alpha \left(\frac{D_f}{2} - \frac{D_{cs}}{2}\right)}{\lambda_s A_s}, \text{ N/mm}^2, \tag{50}$$

deci:

$$\Delta P_{s\alpha} = A_s \Delta\sigma_{s\alpha} = \frac{2\varphi_\alpha \left(\frac{D_f}{2} - \frac{D_{cs}}{2}\right)}{\lambda_s}, \text{ N}, \tag{51}$$

în care $A_s = \pi d_1^2/4$, în mm², este aria secţiunii transversale de calcul (de rezistenţă) a şurubului, iar $\Delta P_{s\alpha}$, în N, reprezintă forţa suplimentară — în raport cu P_0 — de întindere din şurubul corespunzător unghiului α (fig. 3), datorită acţiunii simultane a factorilor perturbatori M şi P.

Efortul cel mai mare, de natura momentului încovoietor meridian M_0, deci a unui moment încovoietor interior, în (N·mm)/mm, apare în locul trecerii de la discul flanşei (de lăţime b_f — fig. 3) la corpul propriu-zis al elementului tubular, pentru $\alpha = 0$, respectiv pentru $\varphi_\alpha = \varphi_0$ (fig. 3) şi are următoarea expresie analitică [41]:

$$M_0 = -2\beta D(1 + \beta c_0)\ \varphi_0, \text{ (N·mm)/mm}. \tag{52}$$

Prin urmare, efortul unitar normal maxim σ_{max} din peretele elementului tubular flanşat, avînd grosimea s (fig. 3), va fi [41]:

$$\sigma_{max(\alpha=0)} = \frac{6M_0}{s^2} + \frac{N}{s}, \text{ N/mm}^2, \tag{53}$$

în care (evident, pentru $\alpha = 0$, fig. 3):

$$N = \frac{MD_e s \cos\alpha}{2I_y} + \frac{Ps}{A_t} = \frac{MD_e s}{2I_y} + \frac{Ps}{A_t}, \text{ N/mm}, \tag{54}$$

condiţia de rezistenţă corespunzătoare formulîndu-se astfel:

$$\sigma_{max(\alpha=0)} = \frac{6M_0}{s^2} + \frac{N}{s} \leqslant \sigma_a, \text{ N/mm}^2, \tag{55}$$

aici σ_a, în N/mm², fiind rezistenţa admisibilă a materialului de bază al elementului tubular flanşat (practic, se poate admite $\sigma_a = 0{,}6\ \sigma_c \ldots 0{,}8\ \sigma_c$, unde $\sigma_c = \sigma_{0,2}$ este limita tehnică de curgere a materialului dat).

Verificarea experimentală a formulei (50), efectuată atît în condiţiile solicitării statice (cu $M \neq 0$ şi $P = 0$), cît şi în condiţiile solicitării variabile (cu $M \neq 0$ şi $P \neq 0$ — cicluri ondulante pozitive) [41], a confirmat o concordanţă bună între rezultatele numerice obţinute pe cale analitică şi cele constatate în urma prelucrării matematice a datelor furnizate de către testările organizate în condiţii de laborator.

Alte modalităţi de abordare

În lucrarea recentă [3] se propune o metodă de calcul, privind îmbinările prin flanşe — încovoiate — ale grinzilor metalice, care se bazează pe principiile echilibrului (static) la limită. Potrivit metodei respective, se determină poziţia axei neutre a îmbinării prin flanşe, se cuantifică eforturile-reacţiuni pe suprafaţa deformată a flanşei şi se calculează grosimea flanşei printr-un procedeu energetic, luîndu-se în consideraţie eforturile unitare tangenţiale. Totodată, se stabilesc condiţiile de contur pentru

care axa neutră se deplasează în zona comprimată a sistemului dat.

În lucrarea lor [13], Galwelat și Beitz expun o metodică și publică rezultatele cercetării experimentale privind studierea stării de solicitare într-o îmbinare prin flanșe axial simetrică cu multe șuruburi, în condițiile unei sarcini care cauzează încovoierea îmbinării respective. Valorificîndu-se rezultatele experimentale obținute, se analizează influența asupra comportării îmbinării prin flanșe sub sarcină a următorilor factori: intensitatea prestrîngerii șuruburilor, numărul de șuruburi ($n_s = 5 \ldots 12$ în experiențele efectuate), grosimea flanșei, excentricitatea în dispunerea șuruburilor, mărimea suprafeței de contact și rigiditatea îmbinării. De remarcat că influența rigidității îmbinării s-a studiat și pe cale numerică, prin intermediul metodei elementului finit (MEF).

Pentru calculul îmbinărilor prin flanșe, aflate sub acțiunea forțelor transversale, de regulă, se folosesc scheme care, în esență, se fundamentează astfel [19; 59]: momentul încovoietor generat implică rotirea reciprocă a flanșelor, fără distorsionarea suprafețelor lor de etanșare; dependența între unghiul de rotire, pe de o parte și momentul încovoietor exterior, pe de altă parte, constituie soluția problemei, din care se află eforturile așa-zise reactive în componentele îmbinării. Așadar, îmbinarea prin flanșe solicitată (fig. 4) se identifică cu o porțiune de grindă dreaptă, solicitată static în circumstanțele încovoierii pure. Din păcate, rezultatele măsurării directe a eforturilor din șuruburi P_s nu au confirmat schema Voloșin [59]. Potrivit lui Karasev [19], distribuția forței (eforturilor) suplimentare din șuruburi $\Delta P_{s\alpha}$, obținute pe cale experimentală, se redă

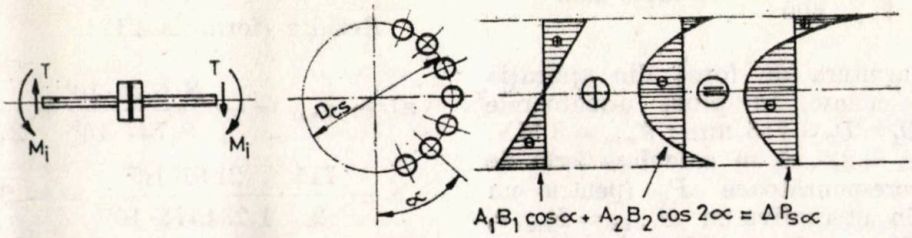


Fig. 4. Schemele privind modalitatea de abordare a lui Karasev [19].

prin următoarea expresie analitică (fig. 4):

$$\Delta P_{s\alpha} = A_1 B_1 \cos \alpha + A_2 B_2 \cos 2\alpha, \quad (56)$$

în care: α este coordonata unghiulară a șuruburilor în planul frontal al flanșei, în grd→rad; $A_{1,2}$, $B_{1,2}$ — parametrii sarcinii/solicitării, care implică și caracteristicile de deformare/distorsionare ale îmbinării prin flanșe. Formulele parametrilor $A_{1,2}$ și $B_{1,2}$ se prezintă în lucrarea [19], dar ele sînt inutilizabile ca atare, fiind insuficient explicitate.

Metodele calculului îmbinărilor prin flanșe circulare nesimetrice, solicitate în regim static sau variabil, sînt prezentate in extenso în monografia lui Bugov [7], cu aplicare directă la îmbinările prin flanșe corespunzătoare ale utilajului hidroenergetic și termoenergetic cu componente imobile (carcase etc.) sau aflate în mișcare (arbori etc.).

Aplicații numerice

1. Pentru o garnitură de foraj $14^3/_8$ in, cu prăjini flanșate, se cunosc următoarele date: $D_{cs} = 570$ mm; $n_s = 8$ șuruburi (cu $d_0 = 67$ mm); $D_1 = d_f = 315$ mm; $D_2 = D_f = 715$ mm; $M_{r\,max} = 200\,000$ N·m = 200MN·mm. Considerîndu-se $\beta = 2{,}00$ și $f = 0{,}20$, să se calculeze forța de prestrîngere P_0 (pentru un singur șurub) în alternativa montării cu joc a șuruburilor.

Rezolvare

Întrucît (fig. 5):

$$P_{max} = \frac{M_{r\,max}}{D_{cs}} = \frac{200 \cdot 10^6}{570} = 3{,}509 \cdot 10^5 \text{ N},$$

cu formula (2) se obține:

$$P_{0P} = \frac{\beta P_{max}}{f n_s} = \frac{2{,}00 \cdot 3{,}509 \cdot 10^5}{0{,}20 \cdot 8} =$$

$$= 4{,}386 \cdot 10^5 \text{ N} = 44{,}724 \text{ tf},$$

iar cu formula (8) rezultă:

$$P_{0M} = \frac{\beta M_{r\,max}}{f n_s} \frac{3(D_2^2 - D_1^2)}{D_2^3 - D_1^3} = \frac{2{,}00 \cdot 200 \cdot 10^6}{0{,}20 \cdot 8} \cdot$$

$$\cdot \frac{3 \cdot (715^2 - 315^2)}{715^3 - 315^3} = 9{,}244 \cdot 10^5 \text{ N} = 94{,}263 \text{ tf},$$

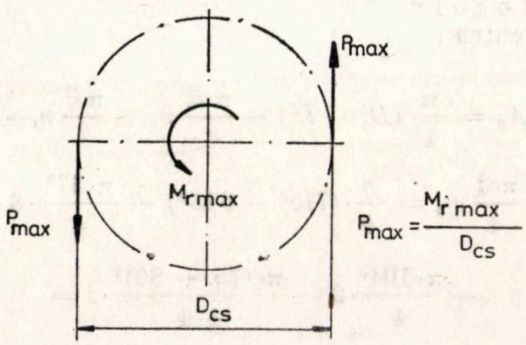


Fig. 5. Schema de calcul privind prima aplicație numerică.

pentru $\sigma_a = 0{,}8\ \sigma_c = 0{,}8 \cdot 750 = 600$ N/mm² (formula 27, pentru şuruburi din oţel 41 MoCr 11, cu $\sigma_c = 750$ N/mm²) şi (formula 11):

$$P_{0\,total} = P_{0P} + P_{0M} = (4{,}386 + 9{,}244) \cdot 10^5 =$$

$$= 13{,}63 \cdot 10^5 = 138{,}987 \text{ tf},$$

obţinîndu-se (formula 3):

$$d_1 \geqslant 1{,}29 \sqrt{\frac{P_{0\,total}}{\sigma_a}} = 1{,}29 \cdot \sqrt{\frac{13{,}63 \cdot 10^5}{600}} =$$

$$= 61{,}48 \text{ mm}.$$

Dacă se consideră că la preluarea forţei transversale P_{max} şi a momentului de răsucire $M_{r\,max}$ participă, în aceeaşi măsură, cele 8 şuruburi şi cele 2 bolţuri de centrare, atunci se poate admite $n_s = 10$ şi rezultă:

$$P_{0P} = \frac{2{,}00 \cdot 3{,}509 \cdot 10^5}{0{,}20 \cdot 10} = 3{,}509 \cdot 10^5 \text{ N} =$$

$$= 35{,}782 \text{ tf},$$

$$P_{0M} = \frac{2{,}00 \cdot 200 \cdot 10^6}{0{,}20 \cdot 10} \cdot \frac{3 \cdot (715^2 - 315^2)}{715^3 - 315^3} =$$

$$= 7{,}395 \cdot 10^5 \text{ N} = 75{,}410 \text{ tf},$$

$$P_{0\,total} = (3{,}509 + 7{,}395) \cdot 10^5 = 10{,}904 \cdot$$

$$\cdot 10^5 \text{ N} = 111{,}192 \text{ tf};$$

$$d_1 \geqslant 1{,}29 \cdot \sqrt{\frac{10 \cdot 904 \cdot 10^5}{600}} = 55{,}00 \text{ mm}.$$

2. Pentru garnitura de foraj din aplicaţia precedentă se cunosc, în plus, următoarele date: $D_{max} = D_f = D_2 = 715$ mm; $F_{max} = 3$ MN. Admiţîndu-se $c_e = 2{,}5$, să se calculeze forţa de prestrîngere corespunzătoare P_0 (pentru un singur şurub) în alternativa cu $M_{i\,max} = F_{max}\, e$, respectiv cu $M_{i\,max} \to 0$, considerîndu-se o excentricitate $e = D_{max} = 715$ mm.

Rezolvare

Pentru:

$$A_c = \frac{\pi}{4}(D_2^2 - D_1^2) - \frac{\pi d_0^2}{4} n_s - \frac{\pi d_i^2}{4} n_i -$$

$$- \frac{\pi d_b^2}{4} n_b = \frac{\pi}{4} \cdot (715^2 - 315^2) - \frac{\pi \cdot 67^2}{4} \cdot 8 -$$

$$- \frac{\pi \cdot 104^2}{4} \cdot 2 - \frac{\pi \cdot (75 + 80)^2}{4 \cdot 4} \cdot 1 =$$

$$= 2{,}737 \cdot 10^5 \text{ mm}^2,$$

$$I_v \approx \frac{\pi}{64}(D_2^4 - D_1^4) = \frac{\pi}{64} \cdot (715^4 - 315^4) =$$

$$= 1{,}234574 \cdot 10^{10} \text{ mm}^4,$$

în care d_i este diametrul găurilor pentru ţevile de aer, în mm, iar d_b — diametrul găurilor bolţurilor de centrare, în mm, cu formula (25) se obţine:

a) în alternativa cu $M_{i\,max} = F_{max}\, e = 3 \cdot 10^6 \cdot 715 = 2145 \cdot 10^6$ N·mm = 2 145 MN·mm:

$$P_0 \approx 2{,}5 \cdot \left(\frac{3 \cdot 10^6}{8} + \frac{2{,}737 \cdot 10^5 \cdot 715}{2 \cdot 8} \cdot \right.$$

$$\left. \cdot \frac{2145 \cdot 10^6}{1{,}234574 \cdot 10^{10}} \right) = 6{,}25 \text{ MN} = 637{,}338 \text{ tf};$$

b) în alternativa cu $M_{i\,max} = 0$:

$$P_0 \approx 2{,}5 \cdot \left(\frac{3 \cdot 10^6}{8} \right) = 937{,}5 \text{ kN} =$$

$$= 95{,}598 \text{ tf} \ll 637{,}338 \text{ tf};$$

c) în alternativa cu $e = 715/10 = 71{,}5$ mm, respectiv cu $M_{i\,max} = 3 \cdot 10^6 \cdot 71{,}5 = 2145 \cdot 10^5$ N·mm = 214,5 MN·mm:

$$P_0 \approx 2{,}5 \cdot \left(\frac{3 \cdot 10^6}{8} + \frac{2{,}737 \cdot 10^5 \cdot 715}{2 \cdot 8} \cdot \right.$$

$$\left. \cdot \frac{214{,}5 \cdot 10^6}{1{,}234574 \cdot 10^{10}} \right) = 1{,}469 \text{ MN} =$$

$$= 149{,}772 \text{ tf} \ll 637{,}338 \text{ tf}.$$

Rezultă (formula 21):

a) $\to \sigma_{max} = -\frac{8 \cdot 6{,}25 \cdot 10^6}{2{,}737 \cdot 10^5} + \frac{3 \cdot 10^6}{2{,}737 \cdot 10^5} -$

$$- \frac{715}{2} \cdot \frac{2145 \cdot 10^6}{1{,}234574 \cdot 10^{10}} = -233{,}83 \text{ N/mm}^2$$

(compresiune);

b) $\to \sigma_{max} = -\frac{8 \cdot 937{,}5 \cdot 10^3}{2{,}737 \cdot 10^5} + \frac{3 \cdot 10^6}{2{,}737 \cdot 10^5} =$

$$= -16{,}44 \text{ N/mm}^2 \text{ (compresiune)};$$

c) $\to \sigma_{max} = -\frac{8 \cdot 1{,}469 \cdot 10^6}{2{,}737 \cdot 10^5} + \frac{3 \cdot 10^6}{2{,}737 \cdot 10^5} -$

$$- \frac{715}{2} \cdot \frac{214{,}5 \cdot 10^6}{1{,}234574 \cdot 10^{10}} = -38{,}19 \text{ N/mm}^2$$

(compresiune),

respectiv (formula 22):

$$\text{a)} \rightarrow \sigma_{min} = -\frac{8\cdot 6{,}25\cdot 10^6}{2{,}737\cdot 10^5} + \frac{3\cdot 10^6}{2{,}737\cdot 10^5} + \frac{715}{2}\cdot\frac{2145\cdot 10^6}{1{,}234574\cdot 10^{10}} = -109{,}61 \text{ N/mm}^2$$

(compresiune);

$$\text{b)} \rightarrow \sigma_{min} = -\frac{8\cdot 937{,}5\cdot 10^3}{2{,}737\cdot 10^5} + \frac{3\cdot 10^6}{2{,}737\cdot 10^5} = -16{,}44 \text{ N/mm}^2$$

(compresiune);

$$\text{c)} \rightarrow \sigma_{min} = -\frac{8\cdot 1{,}469\cdot 10^6}{2{,}737\cdot 10^5} + \frac{3\cdot 10^6}{2{,}737\cdot 10^5} + \frac{715}{2}\cdot\frac{214{,}5\cdot 10^6}{1{,}234574\cdot 10^{10}} = -25{,}77 \text{ N/mm}^2$$

(compresiune).

3. În condiţiile aplicaţiei numerice precedente, să se determine forţa adiţională maximă dintr-un şurub $\Delta P \rightarrow \Delta P_{max}$, considerîndu-se alternativa **c)** şi admiţîndu-se $\varkappa = 1{,}00$.

Rezolvare

Cu formula (36) se obţine:

$$\Delta P_{max} = \frac{1}{8}\left(3\cdot 10^6 \pm \frac{2\cdot 214{,}5\cdot 10^6}{570}\right) = \begin{cases} 4{,}69\cdot 10^5 \text{ N} = 47{,}8 \text{ tf}; \\ 2{,}81\cdot 10^5 \text{ N} = 28{,}6 \text{ tf}, \end{cases}$$

pentru şurubul cel mai solicitat, cu $d_1 = 57{,}505$ mm (filet M 64) şi $\sigma_{as} = \sigma_a = 600$ N/mm², respectiv cu $A_s = \pi d_1^2/4 = \pi \cdot 57{,}505^2/4 = 2597$ mm², rezultînd (formula 38):

$$\sigma_{1\,max} = \frac{1{,}469\cdot 10^6}{2597} + \frac{1}{8\cdot 2597}\left(3\cdot 10^6 + \frac{2\cdot 214{,}5\cdot 10^6}{570}\right) = 746{,}28 \text{ N/mm}^2 > \sigma_{as} = \sigma_a = 600 \text{ N/mm}^2,$$

respectiv:

$$\sigma_{1\,max} = 746{,}28 \text{ N/mm}^2 \sim \sigma_c = 750 \text{ N/mm}^2.$$

În alternativa **b)**, cînd $M_{i\,max} \rightarrow 0$, se obţine (formula 38):

$$\sigma_{1\,max} = \frac{937{,}5\cdot 10^3}{2597} + \frac{3\cdot 10^6}{8\cdot 2597} = 505{,}39 \text{ N/mm}^2 \ll \sigma_{as} = \sigma_a = 600 \text{ N/mm}^2.$$

Bibliografie

[1] Acerkan, N. S. (red.). *Detali maşin.* **II.** Moskva, Maşghiz, 1953, p. 337—339; *Spravocinik Maşinostroitelia.* Tom 4, Moskva, Maşghiz, 1956.

[2] Babiţki, I. F. ş.a. *Rascet i konstruirovanie apparaturi neftepererabatîvaiuşcih zavodov.* Moskva, Nedra, 1965, p. 398—504.

[3] Biriulev, V. V. ş.a. În: Izv. visş. uceb. zav. Stroit. i arhit., 1984, nr. 11, p. 16—22.

[4] Birgher, I. A. ş.a. *Rascet na procinost detalei maşin.* Moskva, Maşinostroenie, 1966, p. 55—78; În: Vestnik maşinostroenia, 1968, **48**, nr. 3, p. 32—35.

[5] Borisov, V. A., Voiteh, N. D. În: Izv. visş. uceb. zav. Aviaţ. tehn., 1977, nr. 4, p. 20—23.

[6] Brownell, L. E., Young, E. H. *Process equipment design. Vessel design.* New York, John Wiley, 1959, p. 219—248.

[7] Bugov, A. U. *Flanţevte soedinenia.* Leningrad, Maşinostroenie, 1975.

[8] Bühner, H. ş.a. În: DIN-Mitt., 1966, **45**, nr. 8, 452—462 şi Constr. maş. (IDT), 1967, **5**, nr. 14, p. 762—773.

[9] Domaşnev, A. D. *Konstruirovanie i rascet himiceskih apparatov.* Moskva, Maşghiz, 1961, p. 263—305.

[10] Donald, M. B., Salomon, J. M. În: Proc. Instn. Mech. Engs., 1959, **173**, nr. 17, 459—468.

[11] Eksler, L. I. În: Him. i neft. maşinostroenie, 1966, nr. 2, p. 5—8.

[12] Fernlund J. În: Konstruktion, 1970, **22**, nr. 6, p. 218—224.

[13] Galwelat, M., Beitz, W. În: Konstruktion, 1980, **32**, nr. 7, p. 257—263.

[14] Gordienko, I. A., Popkov L. Z. În: Procinost, ustoicivost i kolebanie elementov maşin i soorujenii, Rostov-na-Donu, 1977, 3—9.

[15] Iatan, R. I. *Cercetări teoretice şi experimentale privind construcţiile de îmbinări cu flanşe cu nervuri.* Teză de doctorat, Institutul Politehnic, Bucureşti, 1979; în: Rev. de Chimie, 1981, **32**, nr. 5, p. 491—497; Rev. de Chimie, 1978, **29**, nr. 7, p. 678—683.

[16] Iosilevici, G. B., Rîs, I. G. În: Rasceti na procinost, Moskva, Maşinostroenie, **14**, p. 387—392.

[17] Jinescu, V. V., Teodorescu, N. În: Rev. de Chimie, 1981, **32**, nr. 3 şi 4, p. 286—292 şi p. 385—393, respectiv 1982, **33**, nr. 7, p. 671—676.

[18] Kantorovici, Z. B. *Osnovî rasceta himiceskih maşin i apparatov.* Moskva, Maşghiz, 1960, 277—295.

[19] Karasev, L. P. În: Him. maşinostroenie, 1961, nr. 3, p. 24—27 şi 1964, nr. 1, p. 21—28; în: Him. i neft. maşinostroenie, 1968, nr. 5, p. 5—8 şi 1974, nr. 2, p. 13—15.

[20] Kliacikin, N. L. În: Energomaşinostroenie, 1968, **14**, nr. 1, p. 43—45.

[21] Kopf, E. *Das Verhalten von losen Ringflanschen und festen Flanschen bei einer Beanspruchung durch Scherkräfte und biegende Momente.* Diss. Stuttgart, TH, 1956.

[22] Korelitz, T. H. În: Hydroc. Processing, 1964, **43**, nr. 7, p. 125—129.

[23] Korneev, A. B. În: Tr. Leningr. politehn. inst., 1978, **365**, p. 48—52.

[24] Kowalske, D. În: Trans. 5th. Int. Conf. Struct. Mech. React. Technol., Berlin, 1979, G, Amsterdam e.a., 1979, **G.10.2/2**—10.

[25] Kraus, H. ş.a. În: J. Engng. Ind., Trans. ASME. 1966, **B 88**, nr. **2**.

[26] Kuhtenkov, M. M. În: Izv. visş. uceb. zav. Maşinostroenie, 1967, nr. 4, p. 41—44.

[27] Kuzneţova, M., Sannikova, N. În: Prom, Stroit. i inj. soorujenia, 1971, nr. 1, p. 36—37.

[28] Lässig, G. În: Chem. Techn., (DDR), 1978, **30**, nr. 5, 251—254.

[29] Laşcinski, A. A. În: Him. i neft. maşinostroenie, 1967, nr. 6, p. 7—9.

[30] Manea, Gh. ş.a. *Organe de maşini.* Vol. II, Bucureşti Ed. tehnică, 1958.

[31] Marabaev, N. L. În: Issled. konstrukţii avtodor. i gor. mostov. Moskva, 1980, p. 79—87; În: Issled. mostov i tonnelei na avtomob. dorogah, Moskva, 1981, p. 61—67.
[32] Meixner, P. În: Maschinenbautechnik, 1979, **28**, nr. 3, p. 110—112.
[33] Moijes, L. B., Tavrovski, A. A. În: Transp. stroit., 1977, nr. 10, p. 43—44.
[34] Morita, Y., Kawashima, H. În: Riutai kogaku, 1978, **14**, nr. 1, p. 1—12; în: Bull. JSME, 1980, **23**, nr. 181, p. 1245—1251.
[35] Morozov, V. L., Farinov, A. V. În: Sb. nauci, tr. Vses n.—i. i konstrukt. inst. him. maşinostr., 1977, nr. 76, p. 88—94.
[36] Muhortov, M. N. În: Prom. stroit., 1983, nr. 7, p. 20—22.
[37] Mustafa, M. R., Lazăr, C. *Asamblări filetate şi prin strîngere*. Bucureşti, Ed. tehnică, 1964.
[38] Nishioka, K. ş.a. În: Bull. JSME, 1979, **22**, nr. 174, p. 1705—1718; în: Nihon kikai hakkai rombunsiu, Trans. Jap. Soc. Mech. Eng., 1979, **A 45**, nr. 392, p. 361—370.
[39] Pamfil, V. În: Rev. de Chimie, 1984, **35**, nr. 1, p. 56—58; Rev. de Chimie, 1984, **35**, nr. 2, p. 152—157.
[40] Pavel, A. În: Metalurgia şi construcţia de maşini, 1962, **14**, nr. 12, p. 1106—1111; Construcţia de maşini, 1965, **17**, nr. 4, 208—216.
[41] Pavlov, P. A. ş.a. În: Vestnik maşinostroenia, 1976, **56**, nr. 10, p. 23—26; Izv. viss. uceb. zav. Maşinostrenie, 1981, nr. 5, p. 39—43.
[42] Posea, M. În: St. Cerc. Mec. Apl., 1971, **30**, nr. 4, p. 935—953; St. Cerc. Mec. Apl., 1971, **30**, nr. 6, p. 1369—1398; St. Cerc. Mec. Apl., 1972, **31**, nr. 1, p. 131—146; *Contribuţii la calculul de etanşeitate şi rezistenţă al îmbinărilor prin flanşe*. Teză de doctorat, Institutul de petrol, gaze şi geologie, 1972; În: St. Cerc. Mec. Apl., 1975, **34**, nr. 1, p. 77—90.
[43] Rahmilevici, R. Z., Zusmanovskaia, S.I. În: Him. i neft. maşinostroenie, 1968, nr. 7, p. 16—18.
[44] Reiderman, I. I. În: Izv. viss. uceb. zav. Maşinostroenie, 1965, nr. 8, p. 67—72.
[45] Reitmeier, W. În: Konstruktion, 1964, **16**, nr. 6, 222—225.
[46] Renert, M. În: Construcţia de maşini, 1964, **16**, nr. 5, p. 248—251; *Calculul şi construcţia utilajului chimic. I*, Bucureşti, Ed. didactică şi pedagogică, 1964, p. 187—233; *Calculul îmbinărilor prin flanşe*. Studiu, Institutul Politehnic, Bucureşti, 1964; În: Bul. de inform. în teh. suprav. inst. mec. sub pres. şi de ridicat, 1972, nr. 2, p. 116—123.
[47] Richter, G. În: Der Maschinenschaden, 1964, **37**, nr. 1/2, p. 15—20.
[48] Ridcenko V. M., Tkacenko, V. A. În: Izv. viss. uceb. zav. Maşinostroenie, 1963, nr. 1, p. 44—48.
[49] Robertson, G. În: Pressure Vessels and Piping: Design and Analysis. **2**—Components and structural dynamics, New York, ASME, 1972, p. 846—866.
[50] Schneider, R. W. În: Pressure Vessels and Piping: Design and Analysis. **2** — Components and structural dynamics, New York, ASME, 1972, p. 867—873.
[51] Schwaigerer, S. *Festigkeitsberechnung von Bauelementen des Dampfkessel-, Behälter- und Rohrleitungsbaues*. Berlin, Springer, 1961, p. 89—105.
[52] Sterr, G., Kapfer, W. În: Techn. Überwachung, 1968, **9**, nr. 12, p. 422—426.
[53] Smoley, E. M. În: Machine Des., 1964, **36**, nr. 11, p. 39—40.
[54] Teodorescu Ş t., Voicu, I. În: Rev. de Chimie, 1983, **34**, nr. 1, p. 57—61.
[55] Thompson, J. C. ş.a. În: Trans. ASME, 1976, **J 98**, nr. 4, p. 277—282 şi ASME Pap., nr. PVP-4.
[56] Timoshenko, S. *Strength of materials. II. Advanced theory and problems*. Toronto, D. van Nostrand, 1956.
[57] Varga, L. În: Konstruktion, 1981, **33**, nr. 9, p. 361—365.
[58] Veinblat, B. M., Marabaev, N. L. În: Stroit. meh. i rascet avtodor. konstrukţii, Moskva, 1980, p. 27—31.
[59] Voloşin, A. A. *Rascet flanţevih soedinenii truboprovodov i sosudov*. Leningrad. Sudpromghiz, 1959; în: Vestnik maşinostroenia, 1965, **45**, nr. 3, p. 16—19; *Rascet i konstruirovanie flanţevih soedinenii*. Spravocinik. Leningrad, Maşinostroenie, 1972.
[60] Waters, E. O. În: Pressure Vessels and Piping: Design and Analysis. **2** — Components and structural dynamics. New York, ASME, 1972, p. 842—845 şi p. 883—890; în: J. Engng. Ind. Trans. ASME, 1969, **91**, nr. 3, p. 615—622.
[61] Watson, I. În: Engng. Mater. Des., 1964, **7**, nr. 10, p. 687—689.
[62] Zaharov, A. A. *Rascet flanţevih soedinenii truboprovodov i filindriceskih sosudov*. Moskva, Maşghiz, 1958.
[63] Zelnick, A. A. În: Chem. Engng., 1981, Nov. 16.
[64] * * * *Werkstoff- und Bauvorschriften für Dampfkessel und Druckgefässe. Berechnung BV 13—1/62, Flanschverbindungen*. Berlin, VEB Verlag Technik, 1962.
[65] * * * *Norme unice pentru îmbinări cu flanşe la vase şi aparate*. Moscova, CAER, 1963.
[66] * * * *BS 4504:1969. Specification for flanges and bolting for pipes, valves and fittings*. Metric Series. London-BSI, 1969.

Metodă şi instalaţie pentru determinarea factorului de neidealitate Z al gazelor

Dr. ing. **Fl. Minescu**
ing. **M. Minescu**
Institutul de Petrol şi Gaze Ploieşti

I. Introducere

Între sistemele naturale de hidrocarburi, gazele ocupă un loc important, participînd cu o pondere însemnată la balanţa energetică mondială şi ca materie primă pentru industria chimică. Exploatarea raţională a zăcămintelor de gaze presupune, printre altele, cunoaşterea comportării de volum a sistemelor din aceste zăcăminte. Avînd în vedere marea diversitate a compoziţiei sistemelor de gaze, fiecare sistem constituind o individualitate, precum şi condiţiile variate de presiune şi temperatură, apare necesitatea studiului fiecărui sistem în parte, fie experimental, fie găsind cea mai potrivită lege sau relaţie analitică.

Gazele naturale sînt gaze reale, în sensul că nu se comportă după legea gazelor perfecte (ideale). Pentru comportarea de volum a gazelor a fost propus un număr mare de legi de stare. În ingineria zăcămintelor de gaze a căpătat o utilizare aproape exclusivă legea generală

a gazelor reale, care foloseşte factorul de neidealitate Z (factor de abatere, „compressibillity factor"):

$$pV = ZNRT \qquad (1)$$

în care:

p este presiunea absolută;
T — temperatura absolută;
V — volumul;
N — numărul de moli;
R — constanta universală a gazelor ($R = 8314$ J/kmol.K).

Această lege s-a impus prin simplitatea ei, dar prezintă marele dezavantaj de a nu putea fi explicitată în raport cu p sau T.

Prin definiţie, Z este un coeficient empiric, care face adevărată egalitatea din relaţia (1) pentru o presiune şi temperatură date. Pentru gazele reale, Z este mai mare sau mai mic decît unitatea, depinzînd de compoziţia sistemului, presiune şi temperatură. Pentru componenţii puri ai gazelor naturale, ca şi pentru alte gaze, există curbe experimentale pentru factorul Z în intervale destul de largi de presiune şi temperatură. Există, de asemenea, o reprezentare a factorului Z în funcţie de parametrii reduşi (presiune redusă — Pr şi temperatură redusă — Tr, definiţi ca raportul dintre presiune şi presiunea critică, respectiv temperatură şi temperatura critică, toate în valori absolute), utilizabilă pentru toate hidrocarburile gazoase, conform cu teorema stărilor corespondente: „La aceleaşi presiune şi temperatură reduse, toate sistemele gazoase au acelaşi volum redus, deci acelaşi factor Z. Pentru amestecuri de gaze se folosesc parametrii pseudoreduşi (pentru detalii vezi [5]). Folosirea parametrilor reduşi (pseudoreduşi) conduce la valori aproximative pentru factorul Z, constatîndu-se diferenţe între valorile experimentale şi cele citite din aceste diagrame, de pînă la 10%. Pentru gazele naturale sărace, Standing şi Katz au construit, pe baza a circa 24 000 puncte experimentale, o nomogramă, care a căpătat o largă utilizare. Nu vom relua aici această nomogramă, aceasta fiind reprodusă în toate manualele de inginerie de zăcămînt. Pe baza acestor date experimentale au fost deduse o serie întreagă de relaţii empirice, de obicei polinoame în P_{pr} (presiune pseudoredusă) şi T_{pr} (temperatură pseudoredusă), de grad mare (pînă la gradul şapte) [1; 2; 9].

Fie că se foloseşte metoda grafică, fie metodele analitice, sînt posibile erori de ordinul cîtorva procente. Erorile sînt determinate, în primul rînd, de caracterul aproximativ al teoremei stărilor corespondente şi, în al doilea rînd, de erorile de interpolare sau de imperfecţiunea ecuaţiilor empirice.

Un alt mod de determinare a factorului de neidelitate este folosirea ecuaţiilor de stare, multe la număr. Pentru sistemele de hidrocarburi au căpătat o extindere mai mare ecuaţia Benedict-Webb-Rubin-Starling [10] cu 8 sau 11 coeficienţi, iar în anii din urmă ecuaţiile Redlich-Kwong [8] şi Peng-Robinson [6].

Singura cale sigură pentru aflarea valorii factorului Z este cea experimentală.

II. Metode şi instalaţii pentru determinarea factorului Z

1. *Microautoclava Cîmpina*

Este parte componentă a autoclavei PVT Cîmpina şi se foloseşte pentru determinarea factorului de neidealitate Z al gazelor ieşite din soluţie. Celula are un volum bine determinat V, etalonarea făcîndu-se cu azot. Destinderea se face în biurete gradate, gazul dezlocuind apa din aceste biurete. Parametrii care se măsoară sînt:

— presiunea şi temperatura gazului din celulă, p, T;
— presiunea şi temperatura atmosferice, p_0, T_0;
— volumul de gaze la p_0 şi T_0.

Factorul Z rezultă din relaţia:

$$Z = \frac{p}{p_0} \cdot \frac{V}{V_0} \cdot \frac{T_0}{T}. \qquad (2)$$

Surse de eroare:

— măsurarea presiunii se face cu manometru cu burdon, care are o clasă de precizie mică;
— o parte din gaz rămîne la temperatură diferită de cea atmosferică la sfîrşitul destinderii (în celulă şi conductele de aducţiune);
— volumul se măsoară cu precizie mică, datorită secţiunii relativ mari a biuretelor.

2. *Instalaţia Ruska*

Este o instalaţie de mare precizie, fabricată de o firmă specializată în aparatură de cercetare [6]. Instalaţia este alcătuită dintr-o celulă autoclavă cu două camere, avînd volumul în raportul 2 : 1 ($V_I/V_{II} = 2$), termostată cu aer cald. Este echipată cu manometru cu greutăţi cu clasă de precizie mare, conectat la camera mai mare şi cu o pompă de vid, conectată la camera de volum mai mic.

Pentru a nu modifica volumul camerei în timpul măsurării presiunii, aceasta este prevăzută cu o cameră de compensaţie despărţită de celulă printr-o membrană cu poziţia controlabilă, printr-un sistem destul de complicat din punct de vedere tehnic. De asemenea, ventilul dintre camere este un ventil special de volum constant.

Pentru determinarea factorului Z se foloseşte metoda lui Burnett [4], care constă în destinderea gazului prin trecerea acestuia din camera mare în camera mică, vidată în preala-

bil. Destinderea se face în mai multe trepte, în același mod, pînă în apropierea presiunii atmosferice. La fiecare treaptă se măsoară presiunea gazului.

Scriind legea gazelor reale la treapta :

$$p_k \cdot V_I = Z_k \cdot N_k \cdot R \cdot T, \qquad (3)$$

respectiv $k + 1$:

$$p_{k+1} \cdot (V_I + V_{II}) = Z_{k+1} \cdot N_k \cdot R \cdot T \qquad (4)$$

și împărțind relațiile, obținem :

$$\frac{p_k}{p_{k+1}} = n \cdot \frac{Z_k}{Z_{k+1}}, \qquad (5)$$

unde :

$$n = \frac{V_I + V_{II}}{V_I}.$$

Înmulțind relațiile (5) scrise pentru valori ale lui k, începînd cu unitatea, rezultă :

$$Z_{k+1} = \frac{Z_1}{p_1} \cdot n^{k+1} \cdot p_{k+1}. \qquad (6)$$

Pentru a folosi relația (6), trebuie determinate valorile lui n și ale raportului p_1/Z_1. Folosindu-se heliu, se realizează expansiunea, reprezentînd grafic p_k/p_{k+1} în funcție de p_k. Din relația (5) se vede că dacă $p_k \to 0$ și $Z_k/Z_{k+1} \to 1$, atunci și $p_k/p_{k+1} \to n$, astfel că în reprezentarea grafică amintită n reprezintă ordonata la originea curbei $p_k/p_{k+1} = f(p_k)$ (fig. 1) și este constanta celulei.

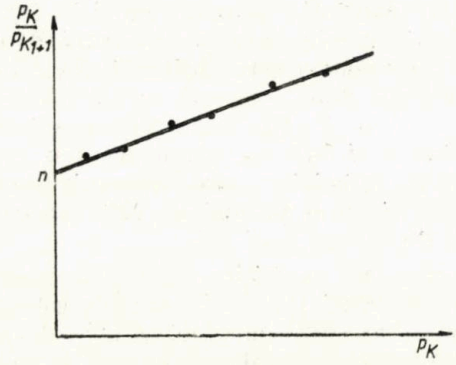


Fig. 1. Reprezentarea grafică a lui n.

Din relația (6) se vede că dacă $p_{k+1} \to 0$, $n^{k+1} \cdot p_{k+1} \to p_1/Z_1$. Deci dacă se reprezintă grafic $n^{k+1} \cdot p_{k+1} = f(p_{k+1})$, intersecția cu ordonata va fi p_1/Z_1, ca în figura 2.

De menționat că n se schimbă puțin cu temperatura. Totuși este necesar ca etalonarea să se facă la diferite temperaturi, pentru a putea astfel trasa o curbă de etalonare $n = f(T)$.

Odată p_1/Z_1 și n determinate, aplicînd ecuația (6) se obține Z_{k+1} pentru o anumită temperatură constantă.

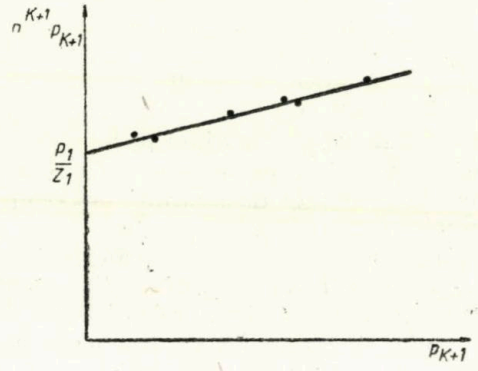


Fig. 2. Reprezentarea grafică a lui p/Z.

III. Instalația I.P.G. pentru determinarea factorului de neidealitate Z

1. *Cerințe constructive*

O instalație de determinare a factorului Z, indiferent de metoda aplicată, trebuie să îndeplinească o serie de condiții care să asigure obținerea unor valori corecte pentru factorul Z. Cele mai importante condiții sînt următoarele :

— celula autoclavă să fie robustă și să aibă volum constant sau o variație bine determinată pe un interval mare de presiuni ;

— presiunea să fie măsurată cît mai exact, iar variațiile de volum din sistemul de măsurare a presiunii să fie compensate pentru a nu modifica volumul ocupat de gaze ;

— să permită termostatarea la temperaturi prestabilite, măsurabile cu precizie ;

— să prezinte siguranță în exploatare ;

— să fie ușor manevrabilă ;

— să se poată întreține ușor ;

— să nu-și schimbe caracteristicile în timp.

Este necesar ca gazele analizate să nu prezinte fenomenul de condensare retrogradă în domeniul de p și T de lucru.

2. *Soluții adoptate*

Soluțiile constructive adoptate au încercat să satisfacă cerințele enumerate în paragraful precedent.

Schema generală a instalației este prezentată în figura 3 și cuprinde cinci sisteme : celula autoclavă, sistemul de măsurare a presiunii,

sistemul de termostatare, sistemul de menținere constantă a volumului și sistemul de vidare.

Celula autoclavă s-a construit din oțel inoxidabil, cele două camere făcînd corp comun. Închiderea celor două camere s-a realizat prin flanșe. Toate etanșările sînt realizate cu inele de cupru. Legătura între camere este realizată cu un subansamblu special care conține un ventil cu ac. Fiecare cameră mai este prevăzută cu încă două orificii. Cîte un orificiu de la fiecare cameră servește numai pentru probarea cu lichid, iar celelalte două fac legătura cu recipientul de încărcare, respectiv cu sistemul de vidare. Modificările de volum determinate de dilatarea termică și destinderea elastică ale celulei se determină prin etalonare.

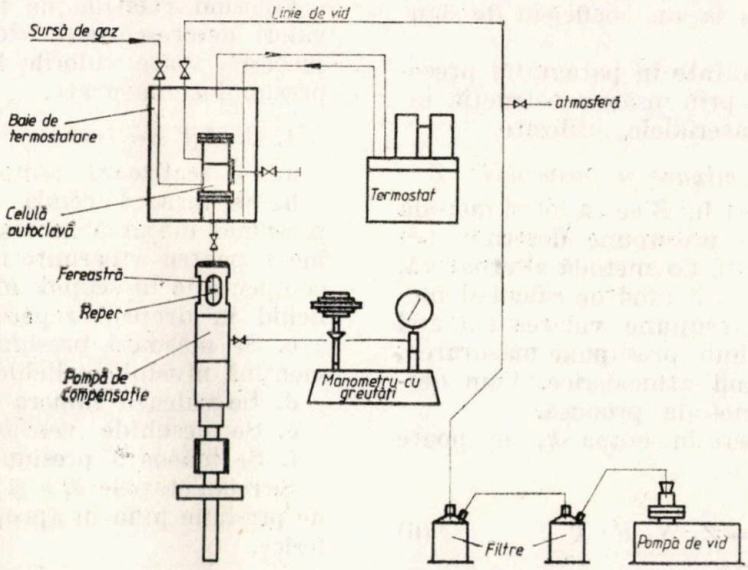


Fig. 3. Schema generală a instalației I.P.G. (Institutul de Petrol și Gaze).

Sistemul de menținere constantă a volumului de gaz. Măsurarea presiunii este însoțită de modificări de volum ale sistemului și agentului de lucru (ulei). Soluția clasică, aceea a unei camere de compensare despărțită de celula autoclavă printr-o membrană cu nivel de zero, a fost schimbată cu un sistem format dintr-o pompă de compensare și o fereastră transparentă pentru menținerea constantă a nivelului de mercur.

Eventualele pierderi de fluid în sistemul de măsurare a presiunii se pot compensa cu pompa de compensare a presiunii, aducînd nivelul de lichid la reper în momentul măsurării presiunii. Un avantaj marcant al sistemului este acela că poate detecta eventuala apariție a condensatului retrograd.

Se știe că la o destindere izotermă, ca cea din autoclavă, sistemul de hidrocarburi prezintă o transformare anormală de stare de agregare — o condensare retrogradă [1]. În cazul de față, apariția lichidului în celula autoclavă va face ca acesta să se scurgă în partea de jos a celulei inferioare și, de aici, în dreptul ferestrei de nivel, devenind observabil. În cazul celorlalte celule autoclave, fenomenul nu poate fi evidențiat, astfel că pot să apară erori importante în determinarea lui Z.

Sistemul de măsurare a presiunii constă dintr-un manometru cu greutăți de mare precizie, un manometru de control cu burdon și un rezervor de ulei.

Sistemul de termostatare cuprinde o baie de termostatare construită dintr-un cilindru de oțel avînd o capacitate de circa 40 l, izolat lateral și pe fund cu vată de sticlă, iar capacul cu plăci de azbest. Baia este conectată la un termostat nestandardizat. Inerția termică a băii astfel izolate este foarte mare. Curba de variație a temperaturii în timp, fără aport de căldură din afară, este prezentată în figura 4.

Sistemul de vidare cuprinde o pompă de vid legată în serie cu două vase cu silicagel și cărbune activ pentru protejarea pompei.

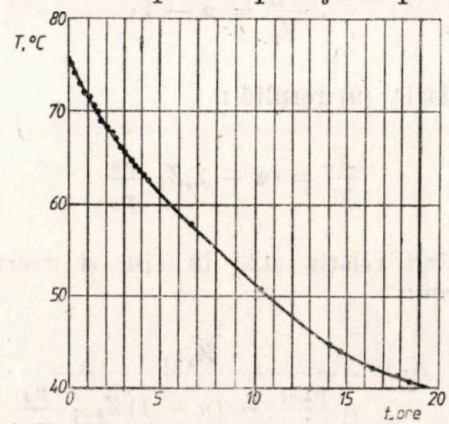


Fig. 4. Variația temperaturii în timp fără încălzire.

Presiunea se poate măsura cu un manometru cu mercur sau, cu precizie mai mare, cu o joja McLEOD.

Robusteţea instalaţiei este realizată prin construcţie. Calculul de rezistenţă al celulei, considerînd-o ca tub cu pereţi groşi, închis la capete, solicitată la presiune interioară de $350 \cdot 10^5$ Pa, a condus la un coeficient de siguranţă de 2,8 [11].

Celelalte cerinţe arătate în paragraful precedent sînt îndeplinite prin însăşi construcţia instalaţiei şi prin materialele utilizate.

3. *Metoda de determinare a factorului Z*

Pentru determinarea lui Z se va folosi metoda lui Burnett, ceea ce presupune determinarea constantei n (relaţia 3). Ca metodă alternativă, prezentăm mai jos un alt mod de calcul al factorului Z, care nu presupune vidarea camerei mici a celulei, în schimb presupune măsurarea, cu precizie, a presiunii atmosferice. Vom descrie în continuare metoda propusă.

Înainte de destindere în etapa k, se poate scrie :

$$p_k \cdot V_I = Z_k N_k R \cdot T \qquad (6)$$

$$p_0 V_{II} = N_0 \cdot R \cdot T. \qquad (7)$$

După destindere, avem :

$$p_{k+1} (V_I + V_{II}) = (Z_{k+1} (N_k + N_0) RT. \qquad (8)$$

Împărţind relaţiile (7) la (6) şi (8) la (6), rezultă :

$$\frac{p_0}{p_k} \cdot \frac{V_{II}}{V_I} = \frac{N_0}{N_k} \cdot \frac{1}{Z_k} \qquad (9)$$

şi :

$$\frac{p_{k+1}}{p_k} \cdot n = \frac{Z_{k+1}}{Z_k} \left(1 + \frac{N_0}{N_1} \right) \cdot \qquad (10)$$

Scriind că :

$$\frac{V_{II}}{V_I} = n - 1,$$

din relaţia (9) rezultă :

$$\frac{N_0}{N_k} = (n-1) Z_k \cdot \frac{p_0}{p_k} . \qquad (11)$$

Înlocuind relaţia (11) în (10) şi rearanjînd, obţinem :

$$Z_k = \frac{Z_{k+1}}{n \dfrac{p_{k+1}}{p_k} - (n-1) Z_{k+1} \cdot \dfrac{p_0}{p_k}} \cdot \qquad (12)$$

Pentru $k = m-1$, m fiind numărul de trepte de presiune, cînd $p_{n+1} \to p_0$, $Z_{m+1} = 1$, rezultă :

$$Z_{m-1} = \frac{p_{m-1}}{n(p_{m+1} - (n-1) p_0} \cdot \qquad (13)$$

Folosind relaţiile de recurenţă (12), pentru valori descrescătoare ale lui m, vom obţine, succesiv, toate valorile lui Z, corespunzătoare presiunilor măsurate.

4. *Modul de lucru*

a. Se realizează temperatura cerută.

b. Se încarcă celula (ambele camere) la presiunea maximă necesară. Încărcarea se face încet, pentru a permite manevrarea pompei de compensaţie în scopul menţinerii nivelului de lichid în dreptul reperului.

c. Se măsoară presiunea, avînd grijă să se menţină nivelul de lichid în dreptul reperului.

d. Se videază camera mică.

e. Se deschide ventilul dintre camere.

f. Se măsoară presiunea.

Se reiau etapele *d*, *e* şi *f* pentru fiecare treaptă de presiune pînă în apropierea presiunii atmosferice.

5. *Probarea şi etalonarea instalaţiei*

Probarea instalaţiei s-a făcut la presiunea de 350 bar cu ulei şi cu apă. Pompa de compensare a prezentat unele pierderi nesemnificative de lichid printre cămaşă şi piston, dar, avînd în vedere posibilitatea compensării acestor pierderi, ele nu reprezintă un impediment.

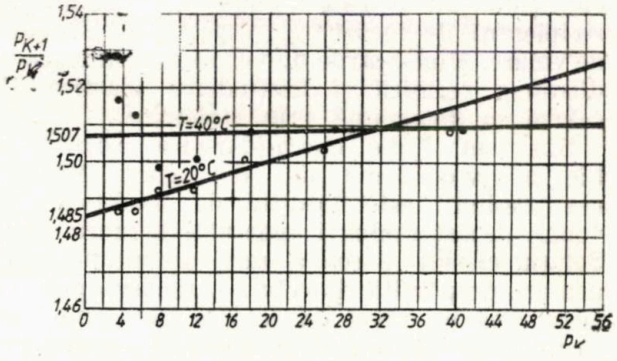


Fig. 5. Curbe de etalonare.

Etalonarea instalaţiei constă în ridicarea curbei $p_k/p_{k+1} = f(p_k)$ pentru aflarea constantei n a autoclavei, pentru mai multe temperaturi.

Rezultatele sînt prezentate în figura 5. Variaţia lui n cu temperatura este arătată în figura 6.

Etalonarea s-a făcut cu azot.

Diferenţa maximă între valorile determinate cu autoclava I.P.G. şi cele obţinute din diverse surse bibliografice, pentru azot, a fost de 0,54% în intervalul de temperatură 20—80°C şi presiuni mai mici de $60 \cdot 10^5$Pa.

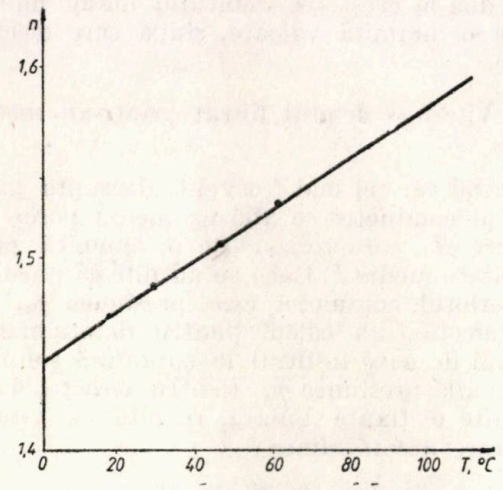


Fig. 6. Variația funcției $n = f(T)$.

Concluzii

1. Autoclava Ruska pentru determinarea factorului de neidealitate Z al gazelor, deși are caracteristici constructive și funcționale dintre cele mai bune, nu poate evidenția eventuala apariție a condensatului la sistemele de gaze mai bogate, moment în care folosirea ei devine improprie. Prin folosirea unui sistem de menținere constantă a volumului, care cuprinde o fereastră de vizualizare, fenomenul amintit poate fi ușor detectat.

2. Metoda propusă prezintă avantajul de a nu mai fi necesară vidarea, menținînd și chiar sporind precizia, avînd în vedere că vidul obținut nu este niciodată perfect.

3. Autoclava I.P.G. poate folosi atît metoda lui Burnett, cît și metoda propusă.

4. Precizia obținută de autoclava I.P.G. este de același ordin de mărime cu cea a autoclavei Ruska.

Bibliografie

[1] Barbăroșie, V., Badiu, V. *Polinoame de interpolare pentru factorul de abatere Z*. Arhiva I.C.P.P.G. Cîmpina.
[2] Dranciuk, P. M. *Calculation of Z Factor For Natural Gases Using Equations of State*. J.C.P.T., nr. 3/1975.
[3] Katz, D. L. ș.a. *Handbook of Natural Gas Engineering* McGraw-Hill Book Co. N.Y. 1959.
[4] Kobayashi, R., Ruska, F. *The Design of Experiments for the Study of Petroleum Fluids*. Ruska Instr. Co. 1958.
[5] Manolescu, G., Soare, E. *Fizico-chimia zăcămintelor de hidrocarburi*. Ed. didactică și pedagogică, București, 1981.
[6] Peng, D. Y., Robinson, D. B. *A New Two-Constant Equation of State*, I.§ E.C. Fund., 1976 15, nr. 1.
[7] Pisarenco, G. ș.a. *Aide-memoire de resistance des materiaux*. Ed. MIR, Moscova, 1979.
[8] Redlich, D., Kwong, J. N. S. *On the Thermodynamics of Solution. V—An Ecuation of State Fugacities of Gaseons Solutions*. Chem. Rev., 1949, **44**, 233—244.
[9] Sarem, A. M. Z. *Factor Equation Developed for Use in Digital Computers*. O.G.J. 59, sept. 1961.
[10] Starling, K. E. *A New Approach for Determining Equation of — State Parameters Using Phase*. Equilibria Data, SPE Journ. Dec. 66.
[11] * * * *Manualul inginerului petrolist*. Vol. 44, p. 956

Gazele pierdute prin neetanșeitățile sistemului de transport

Șef. lucr. dr. ing. Al. D. Stan
Institutul de Petrol și Gaze Ploiești

I. Generalități

Este cunoscut faptul că în timpul exploatării conductelor de distribuție pe acestea apar anumite defecte ca urmare a coroziunii și ruperilor accidentale.

De cele mai multe ori, defectele formate pe conducte sînt astupate de solul vegetal care poate avea diverse permeabilități, dependente de saturația în apă, de gradul de tasare și de natura acelui sol.

În literatură sînt prezentate relații pentru calculul debitului de gaze scurs printr-un orificiu practicat pe peretele unui rezervor; gazele din rezervor fiind considerate în condiții statice. De obicei, aceste relații sînt aplicate și pentru orificiile de pe o conductă, ce este asimilată cu un rezervor.

II. Debitul scurs printr-un orificiu deschis

La ieșirea printr-un orificiu cu secțiunea A, debitul masic de gaze se calculează cu relația:

$$M = A\left(\frac{p_e}{p_c}\right)^{\frac{1}{k}} \sqrt{\frac{2k}{k-1}\, p_c \rho_c \left[1 - \left(\frac{p_e}{p_c}\right)^{\frac{k-1}{k}}\right]}, \quad (1)$$

în care:

p_c și p_e sînt valorile presiunii din interiorul și, respectiv, din exteriorul rezervorului;
k — exponentul adiabatic;
ρ_c — densitatea gazului din rezervor.

Debitul are valoarea maximă pentru:

$$\left(\frac{p_e}{p_c}\right)_{cr} = \left(\frac{2}{k+1}\right)^{\frac{k}{k-1}} \quad (2)$$

și are mărimea :

$$M_{max} = A\,\rho_c \left(\frac{2}{k+1}\right)^{\frac{1}{k-1}} \sqrt{\frac{2k}{k-1}\,\frac{p_c}{\rho_c}}. \qquad (3)$$

Raportul $\left(\frac{p_e}{p_c}\right)_{cr}$ are o valoare destul de neînsemnată în raport cu exponentul k. Astfel, acest raport este egal cu 0,5644 pentru $k = 1{,}2$, 0,5457 pentru $k = 1{,}3$ și 0,5283 dacă $k = 1{,}4$.

Analiza variației debitului M în funcție de raportul respectiv a permis trasarea lui ca în figura 1 (curba $1 - K - A$).

Se observă că pentru $\frac{p_e}{p_c} = 1$, $M = 0$ și, pe măsură ce se reduce același raport, debitul masic crește, atingînd valoarea maximă dată de relația (3), ca apoi, potrivit ecuației (1), ar trebui să devină iarăși nul la $\frac{p_e}{p_c} = 0$.

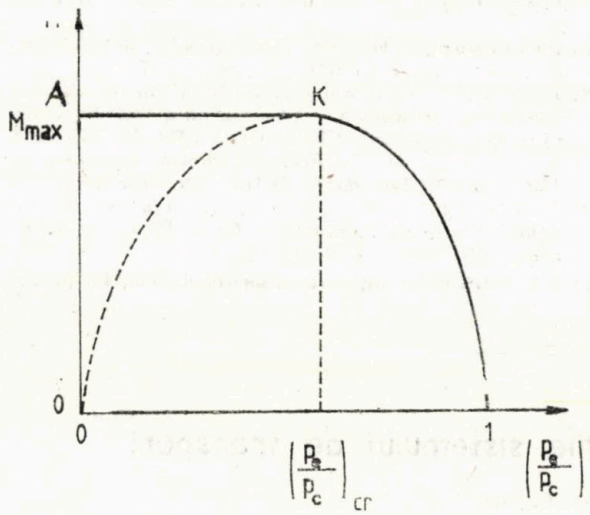


Fig. 1

În ceea ce privește valorile raportului $\frac{p_e}{p_c}$, cuprinse între 0 și $\left(\frac{p_e}{p_c}\right)_{cr}$, s-a constatat că micșorarea presiunii p_e, ceea ce implică și reducerea după orificiu a raportului amintit, nu mai are nici un efect asupra debitului. Acest debit rămîne constant pentru întregul interval de variație al raportului între 0 și $\left(\frac{p_e}{p_c}\right)_{cr}$, ceea ce înseamnă că debitul masic, ce corespunde curgerii reale, este redat prin linia continuă din figura 1.

Apare evident că reducerea presiunii din exteriorul conductei, care este echivalentă cu menținerea acestei presiuni la o valoare constantă, și mărirea presiunii din interiorul conductei duc la creșterea debitului masic numai pînă la o anumită valoare, după care efectul dispare.

III. Viteza și debitul filtrat printr-un mediu poros

Probabil că, cel mai frecvent, deasupra unui defect al conductei se află un mediu poros cu grosimea H, caracterizat de o anumită permeabilitate medie $\bar{k}$. Dacă se admite că imediat în exteriorul conductei este presiunea p_e, se poate efectua un calcul pentru determinarea debitului de gaze infiltrat la suprafață solului, unde se află presiunea p_a. Pentru aceasta, dacă se admite o fixare liniară, rezultă că viteza de filtrare are mărimea :

$$v = \frac{\bar{k}}{\mu} \cdot \frac{p_e^2 - p_a^2}{p_a\, L_x}, \qquad (4)$$

μ fiind viscozitatea dinamică a gazelor, iar L_x distanța de la defectul format pînă la suprafața solului.

Distanța L_x poate fi scrisă în funcție de H și de raza r, măsurată de la punctul situat pe suprafața solului, deasupra defectului format pînă la raza r (fig. 2) :

$$L_x = \sqrt{H^2 + r^2}. \qquad (5)$$

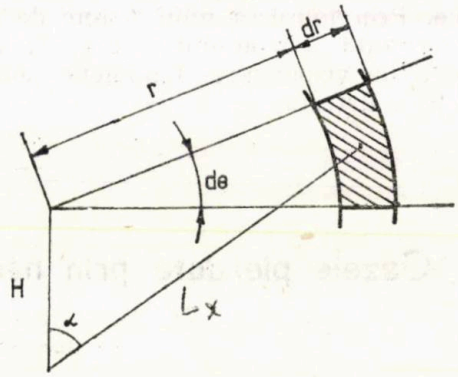


Fig. 2

Pe de altă parte, pentru un element de arie $r\,dr\,d\theta$ viteza v are componenta normală v_n care are expresia :

$$v_n = v \cos \alpha. \qquad (6)$$

Dacă se are în vedere relația (4) și se scrie :

$$\cos \alpha = \frac{H}{L_x}, \qquad (7)$$

rezultă debitul elementar pe suprafața considerată :

$$dQ = \frac{\bar{k}}{\mu} \cdot \frac{p_e^2 - p_a^2}{p_a\, L_x} H\,dr\,d\theta = \frac{\bar{k}}{\mu} \cdot \frac{p_e^2 - p_a^2}{p_a} \cdot \frac{H\,dr\,d\theta}{H^2 + r^2}. \qquad (8)$$

În situația în care se apreciază că scurgerea gazelor prezintă o simetrie față de verticala locului, iar integrarea în raport cu raza se efectuează pînă la o rază oarecare r_∞, rezultă debitul scurs la suprafață:

$$Q = 2\pi \frac{\bar{k}}{\mu} \cdot \frac{p_e^2 - p_a^2}{p_a} H \ln(H^2 + r^2)\Big|_0^{r_\infty} =$$

$$= 2\pi \frac{\bar{k}}{\mu} \cdot \frac{p_e^2 - p_a^2}{p_a} H \ln \frac{H^2 + r_\infty^2}{H^2}. \quad (9)$$

Se observă, cu ușurință, că debitul Q depinde de adîncimea de îngropare a conductei H. Pentru o valoare foarte mică a acesteia debitul este nul, deoarece:

$$\lim_{H\to 0} H \ln \frac{H^2 + r_\infty^2}{H^2} = \lim_{H\to 0} \frac{\ln \frac{H^2 + r_\infty^2}{H^2}}{\frac{1}{H}} = 0. \quad (10)$$

La ultimul rezultat s-a ajuns aplicînd regula lui l'Hopital pentru cazul de ridicare a nedeterminării de forma $\frac{0}{0}$.

În mod asemănător, pentru o adîncime de îngropare foarte mare, rezultă:

$$\lim_{H\to\infty} H \ln \frac{H^2 + r_\infty^2}{H^2} = \lim_{H\to\infty} \frac{\ln \frac{H^2 + r_\infty^2}{H^2}}{\frac{1}{H}} = 0. \quad (11)$$

În figura 3 se redă valoarea parametrului $H \ln \left(1 + \frac{r_\infty^2}{H^2}\right)$ în funcție de adîncimea de îngropare H pentru rază $r_\infty = 4$ m, pentru care termenul în discuție prezintă un maxim la aproximativ o adîncime $H = 2$, egal cu 3,2188.

Raza r_∞ poate fi aleasă avînd în vedere distribuția vitezei de filtrare la suprafața solului.

Dacă se au în vedere ecuațiile (4), (5), (6) și (7), se obține:

$$v_n = \frac{\bar{k}}{\mu} \cdot \frac{p_e^2 - p_a^2}{p_a} \cdot \frac{H}{H^2 + r^2}. \quad (12)$$

Se observă, cu ușurință, că cea mai mare viteză se află deasupra defectului format, la $r = 0$, și are mărimea:

$$v_0 = \frac{\bar{k}}{\mu} \cdot \frac{p_e^2 - p_a^2}{p_a H}. \quad (13)$$

În funcție de această viteză de referință, rezultă că ecuația (12) se mai scrie:

$$v_n = v_0 \left(\frac{H^2}{H^2 + r^2}\right). \quad (14)$$

Viteza v_n scade la suprafața solului proporțional cu pătratul razei. Raportul v_n/v_0 prezintă un maxim egal cu 1 la $r = 0$ și, pentru o anumită valoare a acestui raport, se poate deduce raza r_∞ în afara căreia viteza de filtrare se reduce față de cea obținută din raportul: v_n/v_0.

De exemplu, dacă se admite $\frac{v_n}{v_0} = \varepsilon$, rezultă că pentru orice rază mai mare decît cea dată de:

$$\frac{r}{H} = \sqrt{\frac{1}{\varepsilon} - 1}, \quad (15)$$

raportul $\frac{v_n}{v_0}$ se reduce. În aceste relații cu ε a fost notat un număr suficient de mic.

Rezultă că pentru un anumit raport fixat $\frac{v_n}{v_0}$, r_∞ se găsește cu ușurință și atunci se poate scrie egalitatea între debitul care se filtrează prin mediul poros și acela ce se scurge prin defectul format:

$$2\pi \frac{\bar{k}}{\mu} \cdot \frac{p_e^2 - p_a^2}{p_a} H \ln \frac{H^2 + r_\infty^2}{H^2} =$$

$$= A \left(\frac{p_e}{p_c}\right)^{\frac{1}{k}} \sqrt{\frac{2k}{k-1} \frac{p_e}{\rho_c} \left[1 - \left(\frac{p_e}{p_c}\right)^{\frac{k-1}{k}}\right]}. \quad (16)$$

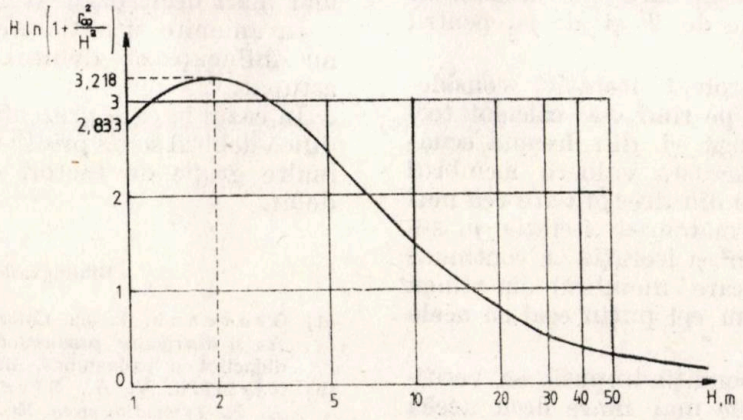


Fig. 3

Ecuaţia obţinută poate fi utilizată pentru determinarea oricărui parametru din componenţa ei. Cel mai mare interes îl prezintă p_e care, după determinare, se poate introduce în ecuaţiile (1) sau (9) şi se stabileşte debitul de gaze ce se scurge prin defectul conductei.

IV. Posibilităţi de reducere a pierderilor de gaze

Apare evident că presiunea din exteriorul defectului este un element important în stabilirea debitului de gaze ce se pierde prin orificiu. Aşa cum se observă din relaţia (9), presiunea p_e este dependentă de regimul de presiune din conductă (p_c, ρ_c), de natura gazului din conductă (k, μ), de mărimea defectului A, precum şi de poziţia pe care o are conducta faţă de suprafaţa solului H. Acest ultim parametru influenţează şi raza r_∞.

Adîncimea de îngropare a conductei este practic constantă, aşa că acest parametru nu modifică prea mult debitul de gaze ce se scurge prin defect.

În situaţia că adîncimea H devine nulă, debitul de gaze ce se scurge prin defectul format se determină cu relaţia (1), presiunea din exterior fiind egală cu presiunea atmosferică p_a.

Pentru a pune în evidenţă influenţa tuturor parametrilor de care depinde p_e, deci şi debitul ce se scurge prin defectul format, ecuaţia (16) s-a scris sub forma:

$$(p_e^2 - p_a^2)\cdot T = \left(\frac{p_e}{p_c}\right)^{\frac{1}{k}} \sqrt{\frac{2k}{k-1}\frac{p_c}{\rho_c}\left[1-\left(\frac{p_e}{p_c}\right)^{\frac{k-1}{k}}\right]}, \tag{17}$$

unde termenul T are expresia:

$$T = \frac{2\pi}{p_a}\frac{k}{\mu}\frac{H}{A}\ln\frac{H^2+r_\infty^2}{H^2}.$$

Pe un calculator electronic Felix C-256 s-a rulat un program în care s-a determinat presiunea p_e în funcţie de T şi de p_c, pentru $k = 1{,}32$.

Ecuaţia (17) s-a rezolvat iterativ, considerînd iniţial $p_e = p_a$ şi pe rînd s-a calculat termenul din partea stîngă şi din dreapta ecuaţiei. Evident, pentru această valoare membrul stîng este nul, iar acela din dreapta are cea mai mare valoare. La următoarea iteraţie p_e s-a mărit cu $\Delta p = 10$ N/m² şi iteraţia a continuat pînă în momentul în care membrul din stînga a devenit mai mare sau cel puţin egal cu acela din dreapta.

În afară de această condiţie impusă, s-a verificat ca presiunea p_e să fie mai mare decît aceea obţinută din raportul dat de relaţia (2).

Pentru un exponent adiabatic $k = 1{,}32$ a rezultat:

$$p_e = \left(\frac{2}{k+1}\right)^{\frac{k}{k-1}} p_c = 0{,}5421\ p_c. \tag{18}$$

De exemplu, dacă se admit datele numerice $k = 3{,}5\cdot 10^{12}$ m² $= 1{,}5\cdot 10^{-5}$ Ns/m², $H = 1$ m, $p_a = 1{,}01325\cdot 10^5$ N/m², $A = 2\cdot 10^{-4}$ m² şi $r_\infty = 3$ m, rezultă $T = 3{,}3316\cdot 10^{-7}$ m⁵/N²s.

În situaţia că se admite un exponent adiabatic $k = 1{,}32$ şi presiunea din conductă $p_c = 2{,}5\cdot 10^5$ N/m² ecuaţia (17) este satisfăcută pentru:

$$\frac{p_e}{p_c} = 0{,}4344, \tag{19}$$

ceea ce înseamnă că $p_e = 1{,}0856\cdot 10^5$ N/m².

Rezultă că raportul $\frac{p_e}{p_c}$ este mai mic decît acela obţinut din ecuaţia (18), lucru care face ca debitul ce se scurge prin defect să fie maxim, avînd valoarea calculată cu formula (3).

În cazul de faţă debitul masic va avea valoarea:

$$M = 2\cdot 10^{-4}\frac{2{,}5\cdot 10^5}{519{,}62\cdot 293}\left(\frac{2}{1{,}32+1}\right)^{\frac{1}{1{,}32\ 1}}\cdot$$

$$\cdot\sqrt{\frac{2\cdot 1{,}32}{1{,}32-1}\,519{,}62\cdot 293} = 0{,}2315\ \frac{\text{kg}}{\text{s}}.$$

S-a admis că evoluţia gazului este izotermă pentru care s-a estimat constanta $R = 519{,}62$ J/kgK la temperatra $T = 293$ K.

Concluzii

Orificiile formate pe conductele de transport gaze sînt, în general, astupate, ceea ce face ca prin acestea să se scurgă debite mari, uneori mai mari decît dacă ar fi libere.

În anumite situaţii, prezenţa mediului poros nu influenţează debitul scurs prin orificiul astupat.

În cazul în care prezenţa mediului poros modifică debitul scurs printr-un orificiu, există mai multe grupe de factori ce influenţează acest debit.

Bibliografie

[1] Oroveanu, T. ş.a. *Colectarea, transportul, depozitarea şi distribuţia produselor petroliere şi gazelor.* Ed. didactică şi pedagogică, Bucureşti, 1985.

[2] Kirillin, V. A., Sîcev, V. V., Seindlin, A. E. *Termodinamica.* Ed. ştiinţifică şi enciclopedică, Bucureşti, 1985.

MINISTERUL MINELOR, PETROLULUI ŞI GEOLOGIEI
CENTRALA SARII SI NEMETALIFERELOR BUCURESTI

intreprinderea miniera ORSOVA

I.M.ORSOVA - str.Valea Cernei 1
Jud. MEHEDINTI, tel.61590,61591
telex 42614

PRODUCE SI LIVREAZA:

- Masă cuarţoasă pentru turnătorie din cuarţită de Dealul Cernei şi Făget:
- dioxid de siliciu, min. 98%;
- oxid de fier, max. 0,6%;
- refractaritate (I.P.), min. 171;
- stabilitate la încălzire la 1450°, 5 min.;
- fineţe, conform STA 10905/1978;
- granulaţie sort 1 - sort 5.

Domenii de utilizare:

- sortul S_1 este destinat turnătoriilor de precizie cu modele uşor fuzibile;
- amestecul S_1-S_5 şi anhidridă borică sau acid boric se utilizează pentru ştamparea cuptoarelor cu inducţie pînă la 12,5t.

- Azbest crisolitic fulgi, calitatea a II-a:
- densitatea aparentă, în grămadă, 0,55-0,65.

Domenii de utilizare:

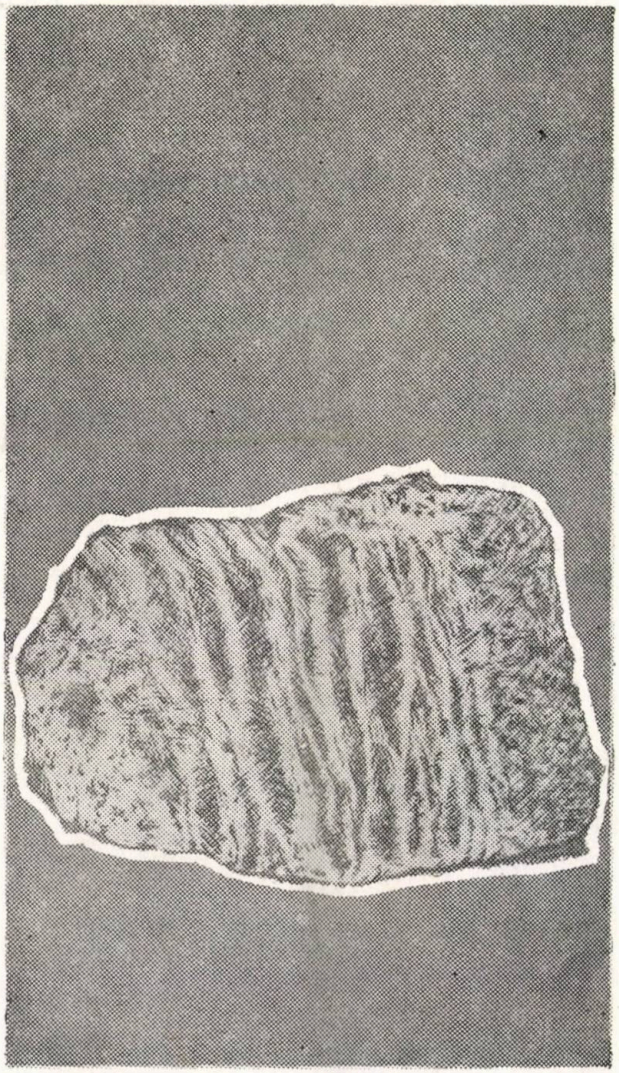
- izolaţii acustice şi termice;
- discuri de cuplare pt.ambreiaj;
- clingherit şi marsit.

- Azbest crisolitic praf:
- rest pe sita 0,09, max. 20%;
- densitatea aparentă în grămadă, 0,80.

Domenii de utilizare:

- etanşări la cuptoare şi cazane;
- izolaţii acustice;
- vopsele refractare.

- Mică foiţe:
- grosime, 0,010-0,045;
- mărime, 0,3;
- defecte admise ale suprafeţei, 10%.



Domenii de utilizare:

- lacuri electroizolante;
- micafoliu;
- micabandă.

- Mică rondele:
- grosime, 0,3;
- formă circulară, dreptunghiulară şi eliptică;

Domenii de utilizare:

- izolatori pentru tranzistori şi diode de putere;
- materiale electroizolante.

Revista MINE, PETROL și GAZE este editată de Oficiul de informare documentară pentru industria minieră, București, Calea Victoriei 220, sector I, cod 71104, C.P. 22—146, telefon 59.29.75.
Tiparul: Întreprinderea poligrafică „Informația" str. Brezoianu nr. 23—25, București, c. 2830

Grafica: A. Socaciu

Prețul: 13 lei/exemplar

c. 2830

43 103

UZINA DE UTILAJ MINIER SI REPARATII
CRISCIOR - str. Uzinei nr 1, tel. 51408, 51407
Cont 30.12.7.30.01 B.N.R.S.R. - Brad

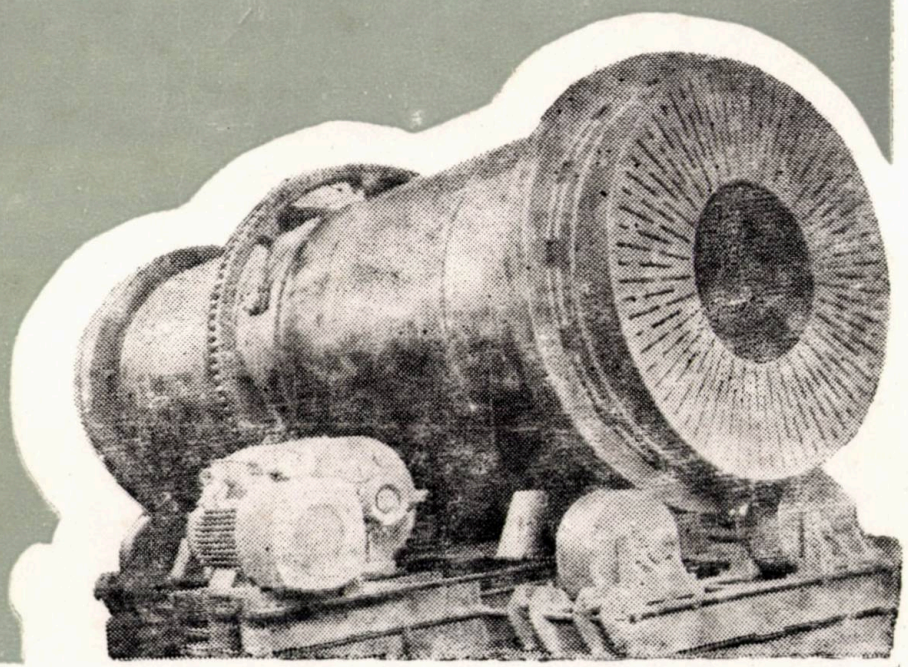
PRODUCE utilaje pentru întreprinderile miniere și uzinele de preparare a minereurilor:

- vagonete de la 0,36 - 3 m^3;
  vagonete transport personal;
  vagonete transport lemn;
  vagonete transport exploziv;
- celule de flotație de 1 - 5,7 m^3;
- instalații de semnalizare pentru transportul pe verticală;
- instalații de blocare a mașinilor de extracție;
- instalații pentru protecția compresoarelor de 15; 30 și 45 m^3;
- agitatoare mecanice, electrolizoare;
- mașini de perforat în subteran cu un braț;
- dispozitive de încărcat găuri cu explozivi;
- hidrospălătoare.

PRODUCE piese de schimb pentru utilaje miniere și de preparare.

EXECUTA:

- reparații capitale la locomotivele de mină;
- reparații curente la utilaje de preparare (în uzină și la furnizori).



U.U.M.R. CRISCIOR

MINISTERUL MINELOR, PETROLULUI SI GEOLOGIEI

Intreprinderea de reparatii utilaj electric, automatizari si radiocomunicatii

EXECUTA:

- Confecţii de echipamente electrice, prefabricate de forţă, distribuţie, automatizări şi radiocomunicaţii specifice industriei petroliere.
- Reparaţii de motoare, transformatoare, aparataje electrice.
- Reparaţii şi confecţii de scule de foraj extracţie.
- Activitate de service în legătură cu aceste activităţi.

ÎRUEAR CIMPINA, str. BOBILNA nr. 44, jud. PRAHOVA, telex 19625, telefon 973/35751, 35781, 36071.

E 1445

MINE PETROL GAZE

BUCUREŞTI – ROMÂNIA ◇ Vol. 38, martie 1987 3

EXECUTĂ ŞI OFERĂ BENEFICIARILOR INTERNI ŞI EXTERNI:

Lucrări de cercetare şi documentaţii tehnico-economice de proiectare în domeniul extracţiei şi prelucrării zăcămintelor de minereuri neferoase şi auroargentifere pentru:

● sisteme şi metode de exploatare, săpare, susţinere, perforare şi împuşcare a lucrărilor miniere, inclusiv studii de mecanica rocilor şi dirijarea presiunilor miniere. ● stabilirea gradului de prăfuire şi combaterea prafului, de microclimat în subteran şi uzine de preparare, inclusiv studii de medicină minieră pentru prevenirea şi combaterea îmbolnăvirii profesionale ● tehnologii de preparare a substanţelor minerale utile şi de prelucrare prin procedee neconvenţionale a minereurilor şi produselor polimetalice sărace sau reziduale în condiţii de laborator, micropilot, pilot, semiindustrial şi industrial ● sinteze şi experimentări de noi reactivi pentru prelucrare prin flotaţie şi procedee neconvenţionale a substanţelor minerale utile ● asimilări de utilaje miniere specifice, mecanizarea şi automatizarea minelor, carierelor şi instalaţiilor de preparare ● protecţia mediului înconjurător, depoluarea apelor de mină şi reziduale de la uzinele de preparare ● analize economice, optimizări ale proceselor de producţie, organizarea ştiinţifică a producţiei şi a muncii, ergonomie şi psihosociologia muncii, prognoze ale dezvoltării ştiinţei şi tehnicii în domeniul extracţiei şi prelucrării minereurilor neferoase ● documentaţii tehnico-economice de investiţii pentru obiective miniere şi de preparare.

INSTITUTUL DE CERCETĂRI, INGINERIE TEHNOLOGICĂ ŞI PROIECTĂRI PENTRU MINEREURI NEFEROASE

BAIA MARE

ICITPMN

BAIA MARE str. dr. Victor Babeş, nr. 62
Telefon: 30412; 23483; 23381. Cod: 775174.
Jud. Maramureş, ROMÂNIA

ACORDĂ ASISTENŢĂ TEHNICĂ. pentru îmbunătăţirea fluxurilor tehnologice, modernizarea instalaţiilor în subteran şi uzine de preparare, valorificarea în producţie a cercetărilor încheiate şi la punerea în funcţiune a obiectivelor economice proiectate în cadrul institutului.

MAI EXECUTĂ ŞI OFERĂ:

● analize chimice şi fizice prin metode spectrale, fotometrice ş.a., analize şi studii mineralogice, analize de uleiuri şi reactivi ● lucrări cu izotopi radioactivi ● prototipuri de mică serie şi unicate ale unor utilaje şi aparate pentru minerit şi preparare.

MINE, PETROL ŞI GAZE

ORGAN AL MINISTERULUI MINELOR, PETROLULUI ŞI GEOLOGIEI

ANUL XXXVIII

Nr. 3 1987

CUPRINS

Zamfir, V., Iliaş, N., Andraş, I., Popescu, I. **Sinteza poziţională a mecanismului patrulater director din componenţa secţiilor de susţinere mecanizată** 110

Petrescu, G., Ilincioiu, D., Păsărin, C., Plăvicheanu, D. **Susţinere inelară fără simetrie constructivă în zona de suprapunere a profilelor metalice** 121

Daday, Z., Nemeş, Fr., Bărbat, L. **Aspecte de calcul şi aplicare a grinzilor pe trei reazeme încărcate cu sarcini distribuite parabolic** 125

Tatu, Gr. **Urmărirea factorilor de tolerare a densităţii fluidului de foraj** 129

Pârcălăbescu, I. D., Nistor, I. **Asupra păstrării echilibrului ionic în injectarea apelor în zăcământ** 135

Dincă Ana, Gheorghiţoiu, M. **Posibilităţi de folosire a unor emulgatori indigeni în operaţiile de stimulare a sondelor de petrol şi gaze** 144

Stan, Al. D. **Petrolul pierdut prin defectele conductelor** 147

Brebeanu, G., Savu, C., Neagoe, S. **Studiul corelaţiei dintre compoziţia chimică şi conţinutul de metale al păcurii hidrogenate** 149

Recenzie

COLEGIUL DE REDACŢIE

Ing. **VASILE SCRIPAŢ**, preşedinte; dr. ing. **GHEORGHE ALDEA**; ing. **ŞTEFAN BENEA**; dr. geol. **IOSIF BERCIA**; ing. **TEODOR BORU**; dr. ing. **GHEORGHE DONŢOV DANU**; dr. ing. **IANCU GEANGĂLĂ**; dr. ing. **FLOREA NEAGU**; ing. **NICOLAE PANTILIE**; **ELENA VRĂNCEANU**, redactor.

REZUMATE

C.Z. 622.231.9 : 624.014 (518)

Zamfir, V. ş.a *Sinteza poziţională a mecanismului patrulater director din componenţa secţiilor de susţinere*

Sînt prezentate trei variante pentru sinteza grafică şi analitică a mecanismului patrulater director din componenţa secţiilor de susţinere mecanizată. Prima variantă foloseşte punctul de inflexiune al mişcării plane legate de planul bielei, corespunzătoare poziţiei ei medii, cea de-a doua foloseşte punctul lui Ball (de cea mai lungă inflexiune), iar a treia — un caz particular de degenerare la conice simple (cercuri) şi drepte a curbei centrelor şi punctelor cercuale din sinteza geometrică a mecanismelor. Sînt date exemple comparative de sinteză şi comentariile aferente.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 3, 1987

C.Z.622.283.6 : 622.83

Petrescu, G. ş. a. *Susţinere inelară fără simetrie constructivă în zona de suprapunere a profilelor metalice*

Autorii analizează comportarea unei susţineri metalice circulare faţă de presiunea rocilor înconjurătoare, atunci cînd zonele de suprapunere prezintă diverse lungimi şi diverse poziţii în raport cu bisectoarele specificate.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 3, 1987

C.Z. 622.834.2 : 622.283.9.(517)

Daday, Z., Nemeş, Fr., Bărbat, L. *Aspecte de calcul şi aplicare a grinzilor pe trei reazeme încărcate cu sarcini distribuite parabolic*

Se studiază efectul presiunii în partea bolţii de echilibru natural al rocilor asupra grinzilor fără consolă, pe trei reazeme, se stabilesc condiţiile aplicării raţionale şi se prezintă diagrame didactico-operative.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 3, 1987

C.Z. 622.245.3 (517)

Tatu, Gr. *Urmărirea factorilor de tolerare a densităţii fluidului de foraj*

Se face o scurtă caracterizare a stării curente a găurii de sondă în timpul forajului, se analizează un model procedural-calculator pentru determinarea factorilor de tolerare a densităţii fluidului de foraj şi se prezintă un exemplu de aplicare a modelului procedural-calculator.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 3, 1987

C.Z. 622. 245. 32 (541.1)

Pârcălăbescu, I. D., Nistor, I. *Asupra păstrării echilibrului ionic în injectarea apelor în zăcământ*

Simularea în laborator, pentru condiţiile de zăcământ, a filtrării apei de zăcământ, care la zi şi-a pierdut dioxidul de carbon, pune în evidenţă reducerea indicelui de receptivitate. Reducerea indicelui de receptivitate este consecinţa intensului schimb de ioni, aşa cum atestă analizele roentgenostructurale şi chimico-spectrale şi variaţiile proprietăţilor apelor filtrate. În baza legităţii schimbului ionic în condiţii de zăcământ, receptivitatea colectoarelor petrolifere se poate menţine numai dacă se păstrează echilibrul ionic al condiţiilor iniţiale de la deschiderea zăcământului.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 3, 1987

C.Z. 622.245.544 : 665.4

Dincă Ana, Gheorghiţoiu, M. *Posibilităţi de folosire a unor emulgatori indigeni în operaţiile de stimulare a sondelor de petrol şi gaze*

Se prezintă datele obţinute în laborator la prepararea unor emulsii acide cu emulgatori indigeni pe bază de uleiuri etoxilate. Sînt prezentate, de asemenea, proprietăţile acestei emulsii, acţiunea lor pe carote de marmură şi pe epruvete de oţel.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 3, 1987

C.Z. 622. 692. 43

Stan, Al. D. *Petrolul pierdut prin defectele conductelor*

La transportul petrolului prin conducte pot apărea defecte pe unde se pierd petrolul sau produsele petroliere care, de cele mai multe ori, se scurg la suprafaţa solului. Existenţa mediului poros deasupra unui defect format pe conductă reduce debitul scurs printr-un orificiu, faţă de situaţia în care acelaşi orificiu ar fi deschis.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 3, 1987

C.Z. 665.5 (546)

Brebeanu, G., Savu, C., Neagoe, S. *Studiul corelaţiei dintre compoziţia chimică şi conţinutul de metale al păcurii hidrogenate*

Se determină densitatea, viscozitatea cinematică, conţinutul de sulf, cifra de cocs, conţinutul de metale, compoziţia pe clase de compuşi prin precipitare cu *n*-pentan şi separare, prin cromatografie, solid-lichid de desorbţie pe silicagel. Se evidenţiază dependenţa dintre conţinutul de sulf, cocs şi metale ale probelor de păcură analizate.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 3, 1987

CONTENTS

C.Z. 622.231. : 624.014(518)

Zamfir, V. et al. *Positional synthesis of the lemniscate mechanism of the roof support units.*

The paper presents three alternatives for the graphical and analytical synthesis of the lemniscate mechanism of the powered roof support units. The first alternative uses the rod plane corresponding to its middle position; the second one uses Ball's point (of the longest inflexion) and the third one—a particular case of degeneration into simple conicals (circles) and into straight lines, of the curve of the centres and of the circle points from the geometrical synthesis of the lemniscate mechanisms. Comparative exemples of synthesis are given together with related comments.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 3, 1987

C.Z. 622.283.6 : 622.83

Petrescu, G. et al. *Ring support without constructive symmetry in the overlapping area of the metallic profiles*

The authors study the behaviour of a metalic circular support under pressure of the surrounding rock, when the overlapping areas have different lengths and different positions against the specified bisectrices.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 3, 1987

C.Zi 622.834.2 : 622.283.9.(517)

Daday, Z., Nemeş, Fr., Bărbat, L. *Calculation aspects and application of three aprop beams with parabolically distributed loads*

The influence of pressure upon beams without console, laid upon three props, on the side of rock natural balance of the vault, is presented. The conditions of optimized application are determined. Operational, explanatory diagrams are presented.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 3, 1987

C.Z. 622. 245.3 (517)

Tatu, Gr. *Surveillance of the acceptance factors of the drilling fluid density*

The current status of the borehole during the drilling process is presentedi A procedural — calculation model, for the determination of the acceptance factors of the drilling fluid density is investigated and an application example of the model is presented.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 3, 1987

C.Z. 622. 245.32 (541.1)

Pârcălăbescu, I. D., Nistor, I. *On the maintenance of the ionic balance in the reservoir water injection*

The paper presents the laboratory simulation, in conditions reproducing the reservoir, of the formation water filtration, which water has lost its carbon dioxide when reaching the surface. This test shows the lowering of the receptivity index. This is a consequence of the strong ionic exchange, which is outlined by the X-ray-structural and chemico-spectral analyses and by the filtrated water characteristics variation. Based upon the laws of the ionic exchange in reservoir conditions, the receptivity of the petroliferous collectors can only be maintained if the ionic balance of the original conditions is preserved at reservoir opening.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 3, 1987

C.Z. 622.245.544 : 665.4

Dincă Ana, Gheorghiţoiu, M. *Employment possibilities of indigenous emulsifiers in the oil and gas well stimulation*

The paper presents laboratory data obtained in the preapration of acid emulsions with indigenous emulsifiers based on ethoxilated oils. The characteristics of these emulsione and their action upon marble drill cores and steel samples are presented.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 3, 1987

C.Z. 665.5 (546)

Brebeanu, G., Savu, C., Neagoe, S. *Study of the co-relation between the chemical breakdown and the metal contents of the hydrogenated black oil*

The density, kinematic viscosity, sulphur contents, coke number, metal contents, breakdown of classes of *n*-penthane precipitation and separation compounds are determined by solid-liquid silica gel desorption cromatography. The dependence between sulphur coke and metal contents in the investigated black oil samples is pointed out.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 3, 1987

C.Z. 622. 692.43

Stan, Al. D. *Oil losses due to pipeline failure*

During the oil pipeline transport certain failures may occur through which oil or oil products are leaking to the surface. The presence of porous media over a pipeline failure reduces the leakage rate through an orifice, as compared to the situation when the same orifice would be open.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 3, 1987

СОДЕРЖАНИЕ

C.Z. 622.231.9 :624.014(518)

Замфир, В. и др. *Позиционный синтез управляющего четырёхуголного механизма секций крепей*

Представлены три варианты для графического и аналитического синтеза управляющего четырёхугольного механизма секций механизированных крепей. Первый вариант использует точку излома плоского движения, связанного с плоскостью шатуна, соответствующего его среднему положению; второй вариант использует точку Балла (длинейший излом); третий вариант — особый случай вырождения на простые конические (кругы) и прямые линии кривой центров и кругоизложенных точек геометрического синтеза механизмов. Представлены сравнительные примеры синтеза и соответствующие описания.

Ключевые слова: синтез, механизм, крепь, варианты, примеры.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 3, 1987

C.Z. 622.283.6: 622.83

Петреску, Г. и др. *Крепь круглого сечения без конструктивной симметрии в зоне наложения металлических профилей*

Авторы анализируют отношение металлической крепи круглого сечения к напору боковых пород, в случае когда зоны наложения имеют различные длины и позиции в отношение к биссектрисам.

Ключевые слова: крепь, металлические профили, боковые породы, биссектрисы.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 3, 1987

C.Z. 622.834.2 :622.9(517)

Дадай, З., Немеш, Фр., Бэрбат, Л. *Виды расчёта и использование верхняков на трёх опорах под параболически распределенными напорами*

Изучается эффект напора в сторону свода естественного равновесия пород и верхняков без кронштейна,

на трёх опорах, установлены условия рационального применения и представляется дидактико-оперативные диаграммы.

Ключевые слова: расчёт, использование, верхняк, напор, эффект, равновесие, диаграммы.

Mine, Pe'rol şi Gaze, vol. 38, nr. 3, 1987

C.Z. 622.245.3(517)

Тату, Гр. *Контроль за коэффициентом допуска плотности бурового флюида*

Кратко характеризуется состояние скважины во время бурения, анализируется модель методики-расчёта для определения коэффициентов допуска плотности бурового флюида и представлен пример применения модели методики-расчёта.

Ключевые слова: контроль, коэффициент, допуск, плотность, буровой флюид, пример.

Mine, Pe'rol şi Gaze, vol. 38, nr. 3, 198

C.Z. 622.245.32(541.1)

Пыркэлэбеску, И. Д., Нистор, И. *О сохранении йонного уровновесия при нагнетании вод в месторождении*

Имитирование в лаборатории, для условий месторождения, фильтации воды месторождения, которая в свету потеряла двуокись углерода, выявлает сокращение коэффициента восприимчивости. Это сокращение является следствием интенссивного йонообмена, как подверждают и рёнтгеноструктурные и химико-спектральные анализы и изменения свойств фильтрирующих вод. На основе закономерности йонообмена на условиях месторождения, восприимчивость нефтяных коллекторов сохраняется только в случае если сохраняется йоноуровновесие исходных условий при раскрытии месторождения.

Ключевые слова: йонообмен, уровновесие, месторождение, имитирование, условия, восприимчивость.

Mine, Pe'rol şi Gaze, vol. 38, nr. 3, 1987

C.Z. 622.245.544 :665.4

Динкэ Ана, Георгицою, М. *Возможности использования отечественных эмулгаторов в операциях стимулирования нефтяных и газовых скважин*

Представляются данные, полученные в лаборатории при переработке окислых эмулсий с отечественными эмулгаторами на основе этоксилированных масел. Таже представлены свойства этой эмулсии, их действие на мраморные кароты и на стальные пробы.

Ключевые слова: эмулгаторы, стимулирование, скважины, данные, этоксилированные масла.

Mine, Pe'rol şi Gaze, vol. 38, nr. 3, 1987

C.Z. 622.692.43

Стан, Ал. Д. *Утечки нефти через дефекты труб*

При транспорте нефти через трубы могут появляться дефекты, где потеряются нефть или нефтяные изделия, которые часто появляются на поверхности земли. Существование пористой среды над дефектом трубы понижает производительность через отверстие, предполагая, что это отверстие было бы открытым.

Ключевые слова: утечка, нефть, дефект, труба, пористая среда.

Mine, Pe'rol şi Gaze, vol. 38, nr. 3, 1987

C.Z. 665.5(546)

Бребяну, Г., Саву, К., Неагое, С. *Изучение соотношения химического состава от металлического содержания гидрогенированного мазута*

Определяются плотность, кинематическая вязкость, содержание серы, количество кокса, содержание металлов, состав по классам соединений осаждением с *n*-пентаном и сепарацией кроматографией твёрдый-жидкость десорбции на силикаголе. Выявлена зависимость содержания серы от содержания кокса и металлов анализированных проб мазута.

Ключевые слова: соотношение, химический состав, содержание, мазут, соединения.

Mine, Petrol şi Gaze, vol 38, nr. 3, 1987

SOMMAIRE

C.Z. 622.231.9 : 624.014 (518)

Zamfir, V. et al. *La synthèse positionelle du mécanisme quadrilatère directeur de la composition des séctions de soutènement*

On présente trois variantes pour la synthèse graphique et analytique du mécanisme quadrilatère directeur de la composition des sections de soutènement mobiles. La première variante utilise le point d'inflexion du mouvement plan lié au plan de la bielle, correspondant à sa position moyenne, la seconde utilise le point de Ball(celui de la plus longue inflexion) et la troisième — un cas particulier de dégénération des coniques simples (cercles) et droites de la courbe des centres et des points de cercle de la synthèse géométrique des mécanismes. On donne des examples comparatifs de synthèse et des commentaires afférentes.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 3, 1987

C.Z.622.283.6 : 622.83

Petrescu, G. et al. *Soutènement en anneaux sans symmétrie constructive dans la zone de superposition des profiles métalliques*

Les auteurs analysent le comportement des soutènements métalliques circulaires envers la pression des roches entourantes, dans le cas où les zones de superposition présentent des positions et des longueures différentes en rapport avec les bissectrices spécifiées.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 3, 1987

C.Z.622.834.2 : 622.283.9(517)

Daday, Z., Nemeş, Fr., Bărbat, L. *Aspects de calcul et l'application des poutres sur trois piliers chargés avec des charges distribuées paraboliquement*

On étudie l'effet de la pression dans la partie de la voûte avec un équilibre naturel des roches sur les poutres sans console, sur trois piliers ; on établie les conditions de l'application rationelle et on présente le diagramme didactique-opératif.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 3, 1987

C.Z. 622.245.3 (517)

Tatu, Gr. *La poursuite des facteurs de tolération de la densité du fluide pour forage*

On fait une courte caractérisation de l'état courrant du trou de sonde pendant le forage, on analyse un modèle de procédure-calcul pour la détermination des facteurs de tolé-

rance de la densité du fluide pour forage et on présente un exemple d'application du modèle mentionné.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 3, 1987

C.Z. 622.245.32(541.1)

Pârcălăbescu, I. D., Nistor, I. *Sur la conservation de l'équilibre ionique pendant l'injéction de l'eau dans le gisement*

La simulation, dans des conditions de laboratoire, de la filtration de l'eau de gisement qui a perdu le dioxyde de carbon, met en évidence la réduction de l'indice de récéptivité. La réduction de l'indice de rècètpivité est la conséquence de l'échange intensif de ions, comme le démontrent les analyses roentgeno-structuralles et chimique-spéctrales et les variations des caractéristiques des eaux filtrées. En base de la loi de l'échange de ions dans des conditions de gisement, on peut maintenir la récéptivité des collecteurs pétrolifers seulement si on conserve l'équilibre ionique des conditions initiales de l'ouverture du gisement.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 3, 1987

C.Z. 622.245.544 : 665.4

Dincă Ana, Gheorghiţoiu, M. *Possibilités d'utilisation de certains émulgateurs indigènes dans les opérations de stimulation des puits de pétrole et gaz*

On présente les dates obtenues dans des conditions de laboratoire concernant la préparation de certaines émulsions acides avec des émulgateurs indigènes à base d'huiles éthoxylés. On présente aussi les caractéristiques de cette émulsion, leur effect sur les carottes de marbre et sur des éprouvettes d'acier.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 3, 1987

C.Z. 622.692.43

Stan. Al. D. *Le pétrole perdu à cause des défauts des conduites*

Pendant le transport du pétrole par des conduites peuvent apparaitre des défauts par lesquels on perd du pétrole ou des produits pétroliers qui, pour la plupart des cas s'écolent à la surface du sol. L'existence du milieu poreux au-dessus de la fissure dans la conduite réduit le débit écoulé par un orifice, comparativement à la situation dans laquelle le même orifice serait ouvert.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 3, 1987

C.Z. 665.5(546)

Brebeanu, G., Savu, C., Neagoe, S. *L'étude de la corrélation entre la composition chimique et le conten" en métaux de l'huile hydrogené*

On détermine la densité, la viscosité cinématique, la teneur en soufre, l'indice de coke, le contenu en métaux, la composition par classes de composés par précipitation avec de *n*-pentane et séparation, par chromatographie. solide-liquide de désorbtion sur du silicagel. On met en évidence la dépendence entre le contenu de soufre, coke et métaux des échantillons de huile analyseés.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 3, 1987

INHALT

C.Z. 622.231.9 : 624.014 (518)

Zamfir, V. et al. *Stellungssynthese des Lemniskatenmechanismus in dem Aufbau der Ausbauschielde*

Vorgestellt werden drei Varianten für die graphische und analytische Synthese des Lemniskatenmechanismus in dem Aufbau der mechanisierten Ausbauschielde. Die erste Variante nutzt den Inflexionspunkt der flachen Bewegung bezogen auf der Stangenebene, entsprechend ihrer mittleren Stellung, die zwiete benutzt den Ballschen Punkt (der längesten Inflexion), und die dritte — ein Sonderfall der Degenerierung der Kurve der Zentren und der Kreispunkte der geometrischen Synthese der Mechanismen zu einfachen Kegelschnitten (Kreise) und Geradelinien. Zum Vergleich werden Synthesenbeispiele mit den entsprechenden Komentären gegeben.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 3, 1987

C.Z. 622.283.6 : 622.83

Petrescu, G. et al. *Ringausbau ohne bauartige Symmetrie in dem Überlappungszone der metallischen Profile*

Die Verfasser überprüfen das Verhalten eines metallischen Ringausbaus gegenüber den Druck des Nebengesteins, als die Überlappungsbereiche verschiedenen Längen und verschiedenen Stellungen bezogen auf den spezifizierten Bisektrices aufweisen.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 3, 1987

C.Z. 622.834.2 : 622.283.9.(517)

Daday, Z., Nemeş, Fr., Bărbat, I. *Berechnungsaspekte und die Anwendung der auf drei Stützen liegenden Kappen mit parabolisch verteilten Belastungen*

Studiert wird die Druckwirkung auf die trägerlosen, auf drei Stützen liegenden Kappen, auf der Gewölbenseite mit dem Nebengestein im naturlichen Gleichgewicht. Die Bedingungen einer vernünftigen Anwendung werden festgelegt und die operativen Diagramme werden vorgestellt.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 3, 1987

C.Z. 622.245.3 (517)

Tatu Gr. *Die Überwachung der Annahmefaktoren der Bohrflüssigkeitsdichte*

Der laufende Stand des Bohrlochs während der Bohrung wird kurz vorgestellt, ein Verfahrens — und Berechnungsmodell für die Feststellung der Annahmefaktoren der Bohrflüssigkeitsdichte wird überprüft und ein Anwendungsbeispiel des Modells wird gegeben.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 3, 1987

C.Z. 622.245.32 (541.1)

Pârcălăbescu, I. D., Nistor, I. *Die Behaltung des ionischen Gleichgewischtes bei der Wasserinjektion in die Lagerstäten*

Die Laborsimulierung, in Lagerstättenverhältnissen, der Filtrierung des Lagerstättenwassers, welches an der Oberfläche das Kohlendioxyd verliert, zeichnet die Reduzierung der Empfänglichkeitszahl aus. Es ist eine Folge der starken Ionenwechsel, so wie die röntgeno-strukturellen und die chemisch-spektralen Analysen und die Schwankungen der Eigenschaften des filtrierten Wassers zeigen. Auf Grundlage der Gestzmässigkeit der Ionenwechsel in Lagerstättenbedingungen kann die Empfänglichkeit der ölführenden Sammler nur

dann behalten werden, wenn das ionische Gleichgewicht der ursprünglichen Bedingungen der Lagerstättenerschliessung gehalten wird.

Mine, Petrol și Gaze, vol. 38, nr. 3, 1987

C.Z. 622.245.544 : 665.4

Dincă Ana, Gheorghițoiu, M. *Verwendungsmoglichkeiten von inlandischen Emulgatoren in den Anregungsarbeiten der Öl — und Gasenbohrungen*

Vorgestelt werden die in Labor erhaltenen Angaben bezüglich auf der Aufbereitung von saueren Emulsionen mit inlandischen, auf äthoxilierten Ölen sich basierenden Emulgatoren. Vorgestellt werden auch die Eigenschaften dieser Emulsion, ihre Wirkung auf Marmorbohrkernen und Stahlproben.

Mine, Petrol și Gaze, vol. 38, nr. 3, 1987

C.Z. 622.692.43

Stan, Al. D. *Ölverlusste durch Rohrleitungsschäden*

Während des Ölrohrleitungstransports können Schäden eintreten wodurch Öl und ölhaltige Produkte am meisten nach der Bodenfläche aussickern. Das Vorhandensein des porösen Mediums über ein, an der Rohrleitung eingetretenen Schaden reduziert die, durch einen Loch ausgeströmmte Verlusstmenge, im Vergleich mit dem Umstand wenn derselbe Loch offen geblieben würde.

Mine, Petrol și Gaze, vol. 38, nr. 3, 1987

C.Z.665.5 (546)

Brebeanu, G., Savu, C., Neagoe, S. *Untersuchung der Korrelation zwischen der chemischen Zusammensetzung und dem Metallgehalt des hydrierten Schweröls*

Durch Feststoff — Flüssigkeit Desorptionschromatographie auf Silikagel werden : die Dichte, die kinematische Viskosität, das Schwefelgehalt, die Verkokungszahl, das Metallgehalt, die Zusammensetzung auf Klassen von Präzipitationsverbindungen mit *n*-Penthan und Scheidungsverbindungen bestimmt. Ausgezeichnet wird die Abhängigkeit zwischen dem Schwefel— , Koks,— und Metallgehalt der untersuchten Schwerölproben.

Mine, Petrol și Gaze, vol. 38, nr. 3, 1987

Revista MINE, PETROL și GAZE este editată de Oficiul de informare documentară pentru industria minieră
București, Calea Victoriei 220, sector I, cod 71104 C.P. 22—146, telefon 59.29.75
Tiparul: Întreprinderea poligrafică „Informația" str. Brezoianu nr. 23—25 București c. 1047
Prețul 13 lei/exemplar
Grafica: A. Socaciu

Sinteza poziţională a mecanismului patrulater director din componenţa secţiilor de susţinere mecanizată

Conf. dr. ing. V. Zamfir
prof. dr. ing. N. Iliaş
şef lucr. ing. I. Andraş
mat. I. Popescu
Institutul de Mine Petroşani

Introducere

Lucrarea îşi propune sinteza mecanismului patrulater director din componenţa secţiilor de susţinere mecanizată prin care se asigură translatarea scutului susţinător (grinda), în condiţiile stricte cerute de tehnologia minieră de lucru pe o direcţie aproximativ rectilinie şi verticală.

Lucrarea este structurată pe variante, fiecare fiind rezolvată atît grafic, cît şi analitic. Algoritmul de calcul a fost transpus în limbaj pentru calculator*), putînd fi folosit uşor în proiectare.

Din analiza cerinţelor de proiectare, s-a considerat cel mai frecvent următorul caz de punere a problemei: se dau articulaţiile fixe $A_0(X_{A_0}, Y_{A_0})$ şi $B_0(X_{B_0}, Y_{B_0})$, direcţia d de ghidare şi înălţimile H_{min} şi H_{max} de lucru ale susţinerii. Cotele H_{min} şi H_{max} trebuie să fie atinse de punctul bielei $M \in d$. Se mai dă plaja de variaţie pentru unghiul $\alpha_{min} \leqslant \alpha \leqslant \alpha_{max}$ de poziţionare, faţă de sensul pozitiv al axei X, pentru unul din braţele mecanismului, legate la bază. Sistemul de referinţă s-a ales în poziţie convenabilă cu axa OY suprapusă cu dreapta d şi axa OX dusă prin unul din punctele de articulaţie fixe, aşa cum se arată în figura 1.

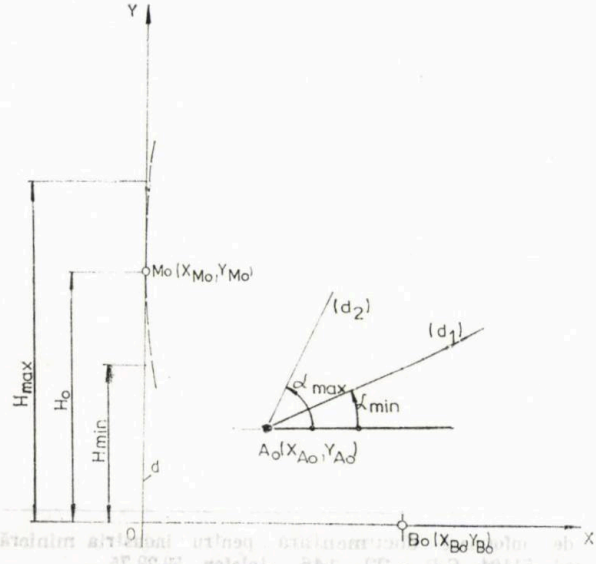


Fig. 1. Date de bază pentru variantele V_1 şi V_2

*) Programe în limbaj BASIC pentru analiza şi sinteza poziţională şi stabilirea portanţei şi a forţelor de legătură între elemente, pentru orice tip de susţinere mecanizată, se găsesc în cadrul laboratorului de *Mecanisme şi organe de maşini din Institutul de Mine din Petroşani*.

Lucrarea, ca aplicaţie în proiectarea de susţineri mecanizate indigene, constituie un mijloc care deschide largi posibilităţi proiectantului pentru găsirea soluţiei convenabile grafic, analitic sau pe calculator, cu consecinţe dintre cele mai bune privind calitatea şi rapiditatea proiectării.

Lucrarea este degrevată de toate noţiunile teoretice de strictă specialitate [1; 2; 3; 4; 5] care ar îngreuna lecturarea, prezentîndu-se în mod direct, pentru obţinerea soluţiei.

Varianta 1

În varianta 1 se foloseşte, pentru generarea traiectoriei aproximativ rectilinii, polul de inflexiune al mişcării plane legate de planul bielei, corespunzătoare poziţiei ei medii. Polul de inflexiune folosit ca punct trasor generează o curbă de bielă care are cu tangenta ei, în punctul de inflexiune, un contact de ordinul 3, adică o porţiune aproximativ rectilinie, cu suficientă lungime, pentru a fi folosită în practică, ca direcţie de ghidare.

Construcţia grafică pentru varianta V_1 (fig. 2)

Desfăşurarea construcţiei grafice urmează paşii următori.

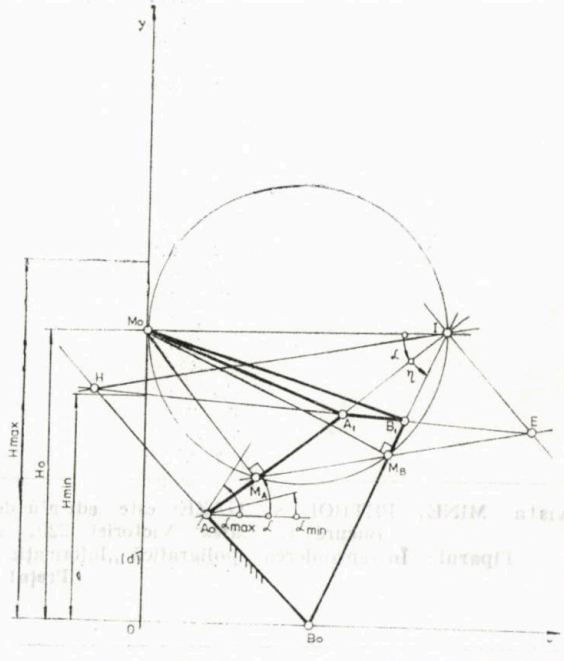


Fig. 2. Construcţia grafică pentru varianta V_1

1. Se alege scara de reprezentare în funcție de datele problemei, ca de exemplu :

$$k_1 = \frac{H_0}{O M_0}, \text{ m/mm},$$

în care $H_0 = (H_{min} + H_{max})/2$.

2. Se duce din A_0, arbitrar, una din dreptele fasciculului de unghi de pantă α, care se intersectează cu perpendiculara în M_0 pe dreapta d, în $I(X_I, Y_I)$, centrul instantaneu al bielei A_1B_1.

3. Se unește B_0 cu I.

4. Se duce cercul cu diametrul M_0I, notînd cu M_A și M_B intersecțiile acestuia cu A_0I, respectiv B_0I; este ușor de văzut că $M_0M_A \perp A_0I$ și $M_0M_B \perp B_0I$.

5. Din I se duce o paralelă la A_0B_0, pînă ce intersectează direcția M_AM_B în punctul E.

6. Din I se duce o paralelă la direcția M_AM_B, pînă ce intersectează direcția A_0B_0 în punctul H.

7. Se unesc punctele H și E. Direcția HE intersectează pe A_0I în A_1 și pe B_0I în B_1 — articulațiile mobile căutate.

8. Se unesc punctele A_1 și B_1, astfel găsite, cu M_0, obținîndu-se configurația mecanismului patrulater, al cărui punct M, solidar cu biela A_1B_1, are cu dreapta d un contact prelungit de ordinul 3.

Proiectantul va încerca și pentru alte unghiuri $\alpha_{min} \leqslant \alpha \leqslant \alpha_{max}$, observînd, în special, variația dimensiunilor rezultate la mecanismele obținute și configurația elementului bielă $A_1B_1M_0$. Se va observa că la unghiuri α mari (apropiate de 90°), configurația elementului de bielă este un triunghi, cu unghiul $\gamma = \sphericalangle(B_1A_1M)$ cu deschiderea în sus. Pe măsură ce se micșorează unghiul α, unghiul γ se mărește, ajungînd, la un moment dat, la valoarea π, cînd punctele B_1A_1 și M_0 sînt coliniare.

Micșorînd, în continuare, unghiul arbitrar α, se obțin mecanisme în care configurația bielei este triunghiulară cu unghiul γ, obtuz, dar îndreptat cu deschiderea în jos, spre bază.

Făcînd analiza diferitelor mecanisme obținute, proiectantul se va convinge că cele mai bune *) soluții sînt cele care au punctele B_1A_1 și M_0 coliniare sau în configurație triunghiulară nu prea îndepărtată de configurația liniară pe care o considerăm optimă. Acest lucru este ilustrat în figurile 7 și 8, din care se vede influența alegerii valorii arbitrare a unghiului α asupra soluției finale. Se observă că la unghiuri apropiate de limita α_{min} rezultă mecanisme cu lungimi de laturi mari, cu elementul bielă cu unghiul γ cu deschiderea spre bază. La unghiuri α mai apropiate de limita α_{max}, rezultă mecanisme cu lungimi de laturi mici, cu elementul bielă cu configurația triunghiulară cu unghiul γ cu deschiderea în partea opusă bazei.

Din analiza curbelor trasate de punctul M se observă că cele obținute de la mecanisme care au biela cu configurația liniară sau triunghiulară, dar cu unghiul γ foarte apropiat de valoarea π, au porțiunile liniare cele mai lungi, deci sînt cele mai corespunzătoare scopului; spre exemplu, figurile 7 și 8 au fost trasate cu ajutorul calculatorului, reieșind că pentru unghiul $\alpha = 28{,}24°$, respectiv 30,78°, configurația elementului bielă este liniară (B_1, A_1 și M_0 sînt coliniare). Sub aceste valori γ are deschiderea în jos, iar peste aceste valori γ are deschiderea în sus.

Algoritm pentru varianta V_1

Construcția grafică expusă mai sus (fig. 2) a fost transcrisă analitic cu ajutorul elementelor de geometrie analitică și apoi programată pe calculator, obținînd, în final, variante de mecanisme care satisfac condițiile impuse (punctul M să descrie o traiectorie aproximativ în linie dreaptă).

Calculele se efectuează în următoarea succesiune.

Date :

$$M_0(0, Y_{M_0})$$
$$A_0(X_{A_0}, Y_{A_0})$$
$$B_0(X_{B_0}, Y_{B_0} = 0)$$
$$\alpha_{min} \leqslant \alpha \leqslant \alpha_{max}; \quad \alpha_{min}, \alpha_{max} \in (0, 90°)$$

1. Coordonatele centrului instantaneu al bielei, I:

$$X_I = X_{A_0} + (Y_{M_0} - Y_{A_0}) \operatorname{ctg}\alpha$$
$$Y_I = Y_{M_0} = H_0$$

2. Coordonatele punctului M_A:

ΔM_0M_AI — dreptunghic, cu unghiul drept în M_A

$$M_0M_A = M_0I \sin\alpha$$
$$M_0I = X_I$$
$$Y_{MA} = Y_{M_0} - M_0M_A \cos\alpha$$
$$X_{MA} = M_0M_A \sin\alpha$$

3. Se calculează A_0I :

$$A_0I = \sqrt{(X_I - X_{A_0})^2 + (Y_I - Y_{A_0})^2}$$

4. Se calculează B_0I :

$$B_0I = \sqrt{(X_I - X_{B_0})^2 + (Y_I - Y_{B_0})^2}$$

5. Se calculează A_0B_0 :

$$A_0B_0 = \sqrt{(X_{A_0} - X_{B_0})^2 + (Y_{A_0} - Y_{B_0})^2}$$

*) Soluție bună este considerată aceea la care palierul rectiliniu al curbei de bielă este cît mai lung și cît mai vertical. Noțiunea de soluție finală bună rămîne totuși discutabilă.

6. Se calculează unghiul η dintre A_0I și B_0I:

$$\eta = \arccos \frac{A_0I^2 + B_0I^2 - A_0B_0^2}{2A_0I \cdot B_0I}$$

7. Se calculează unghiul M_0IB_0:

$$\theta = \alpha + \eta$$

8. $\Delta M_0 M_B I$, dreptunghic, cu unghiul drept în M_B:

Se calculează M_0M_B

$$M_0M_B = M_0I \sin\theta$$

9. Se calculează coordonatele punctului M_B:

$$X_{M_B} = M_0M_B \sin\theta$$

$$Y_{M_B} = Y_{M_0} - M_0M_B \cos\theta$$

10. Coordonatele punctului E:

$$X_E = \frac{\dfrac{X_{M_B}Y_{M_A} - X_{M_A}Y_{M_B}}{X_{M_A} - X_{M_B}} + \dfrac{Y_{A_0}X_I}{X_{B_0} - X_{A_0}} + Y_I}{\dfrac{Y_{M_A} - Y_{M_B}}{X_{M_A} - X_{M_B}} + \dfrac{Y_{A_0}}{X_{B_0} - X_{A_0}}}$$

$$Y_E = -\frac{Y_{A_0}}{X_{B_0} - X_{A_0}} X_E + \frac{Y_{A_0}X_I}{X_{B_0} - X_{A_0}} + Y_I$$

11. Coordonatele punctului H:

$$X_H = \frac{\dfrac{X_{B_0}Y_{A_0}}{X_{B_0} - X_{A_0}} + \dfrac{Y_{M_A} - Y_{M_B}}{X_{M_A} - X_{M_B}} X_I - Y_I}{\dfrac{Y_{M_A} - Y_{M_B}}{X_{M_A} - X_{M_B}} + \dfrac{Y_{A_0}}{X_{B_0} - X_{A_0}}}$$

$$Y_H = -\frac{Y_{A_0}}{X_{B_0} - X_{A_0}} X_H + \frac{X_{B_0}Y_{A_0}}{X_{B_0} - X_{A_0}}$$

12. Coordonatele punctului A_1:

$$X_{A_1} = \frac{\dfrac{Y_HX_E - Y_EX_H}{X_H - X_E} + Y_{A_0} - X_{A_0}\operatorname{tg}\alpha}{\dfrac{Y_H - Y_E}{X_H - X_E} - \operatorname{tg}\alpha}$$

$$Y_{A_1} = Y_{A_0} - X_{A_0}\operatorname{tg}\alpha + X_{A_1}\operatorname{tg}\alpha$$

13. Coordonatele punctului B_1:

$$X_{B_1} = \frac{\dfrac{X_IY_{B_0} - X_{B_0}Y_I}{X_{B_0} - X_I} - \dfrac{Y_HX_E - Y_EX_H}{X_H - X_E}}{\dfrac{Y_{B_0} - Y_I}{X_{B_0} - X_I} - \dfrac{Y_H - Y_E}{X_H - X_E}}$$

$$Y_{B_1} = \frac{Y_{B_0} - Y_I}{X_{B_0} - X_I} X_{B_1} + \frac{X_IY_{B_0} + X_{B_0}Y_I}{X_{B_0} - X_I}$$

14. Se calculează laturile mecanismului:

$$A_0B_0 = \sqrt{(X_{A_0} - X_{B_0})^2 + (Y_{A_0} - Y_{B_0})^2}$$

(vezi pct. 5)

$$A_0A_1 = \sqrt{(X_{A_0} - X_{A_1})^2 + (Y_{A_0} - Y_{A_1})^2}$$

$$B_0B_1 = \sqrt{(X_{B_1} - X_{B_0})^2 + (Y_{B_1} - Y_{B_0})^2}$$

$$A_1B_1 = \sqrt{(X_{A_1} - X_{B_1})^2 + (Y_{A_1} - Y_{B_1})^2}$$

$$A_1M = \sqrt{(X_M - X_{A_1})^2 + (Y_M - Y_{A_1})^2}$$

$$B_1M = \sqrt{(X_M - X_{B_1})^2 + (Y_M - Y_{B_1})^2}$$

15. Analiza mecanismelor sintetizate (fig. 6):

Mecanismele sintetizate și alese din mulțimea de soluții obținute se analizează poziționat după modelul prezentat în revista Mine, Petrol și Gaze nr. 1/1987, arătat mai jos, la subpunctele 17—24 de la varianta 3.

Varianta a II-a

Varianta 2 este asemănătoare cu varianta 1 cu deosebire că porțiunea de ghidare rectilinie este mai lungă, fiind realizată nu de polul in-

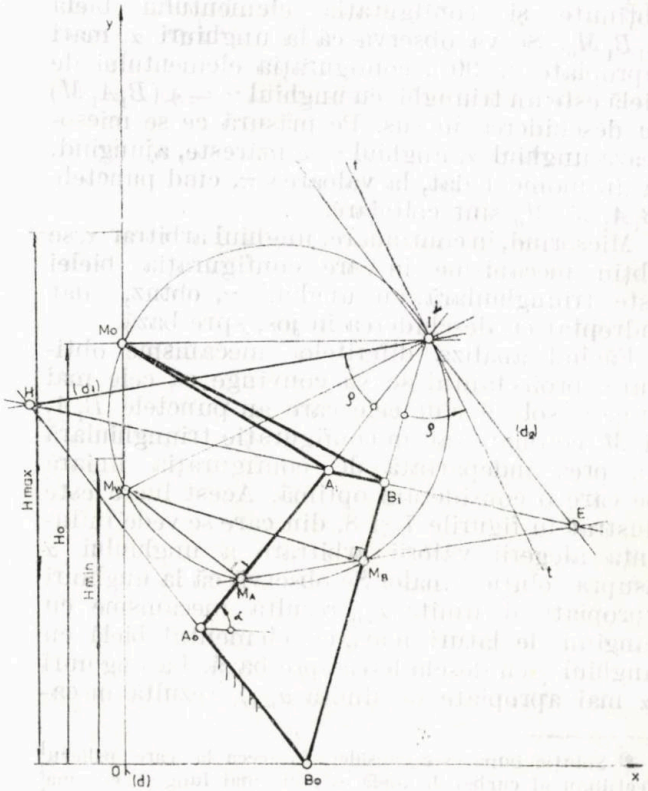


Fig.3. Construcția grafică pentru varianta V_2

flexiunilor, ca la varianta 1, ci de punctul lui Ball*).

Construcția grafică pentru varianta V_2

Trecînd peste detaliile de specialitate [1; 2; 3; 4; 5], succesiunea construcției grafice este următoarea (fig.3).

1. Se duce în M_0 o perpendiculară pe dreapta d.

2. Se ia una din dreptele fasciculului A_0A_1, de unghi α, ($\alpha_{min} \leqslant \alpha \leqslant \alpha_{max}$), care va intersecta perpendiculara din M_0, în centrul instantaneu al bielei I.

3. Se duce bisectoarea unghiului MIA_0, care va intersecta dreapta d, în M_w (punctul lui Ball). Se trasează cercul cu diametrul IM_w, care va trece prin M_0 și va intersecta A_0I și B_0I în M_A și respectiv M_B.

4. Se duce în I o perpendiculară pe bisectoarea IM_w, notată în desen cu tt. Se notează cu ρ unghiul format între B_0I și tt, în sens trigonometric.

5. Din I se duce dreapta d_1 care face cu IA_0 unghiul ρ, măsurat de la IA_0, în sens invers trigonometric. Dreapta d_1, astfel dusă, se intersectează cu B_0A_0 în punctul H.

6. Din I se duce o paralelă la A_0B_0 (dreapta d_2).

7. Se intersectează direcția M_AM_B cu dreapta d_2, obținînd punctul E.

Observație. Punctele M_A și M_B se pot găsi și fără trasarea cercului. Din punctul M_w, obținut la intersecția bisectoarei unghiului M_0IA_0 cu dreapta d, se duc perpendiculare pe A_0I și respectiv B_0I. Picioarele acestor perpendiculare sînt punctele M_A, respectiv M_B. De asemenea, este de remarcat faptul că nu este necesar să fie cunoscute ambele puncte M_A și M_B, ci numai unul din ele, deoarece direcția M_AM_B este paralelă cu dreapta d_1. Prin urmare, punctul E se poate obține la intersecția dreptei d_2 cu o paralelă la d_1 dusă din punctul M_A sau M_B cunoscut. Aceste observații simplifică algoritmul de calcul și vor fi folosite mai jos.

8. Se unesc punctele H și E și la intersecția acestei direcții cu A_0I și B_0I se obțin punctele A_1, respectiv B_1 — articulațiile mobile ale patrulaterului.

9. Se unesc punctele A_1 și B_1 cu M_0, obținîndu-se configurația mecanismului patrulater căutat.

Notă. Se vor încerca mai multe construcții, în funcție de unghiul α, observîndu-se variația parametrilor geometrici ai mecanismului. Se va alege acel mecanism care satisface cel mai bine condițiile problemei.

*) Punctul lui Ball este punctul de pe curba de bielă în care aceasta are o lungă inflexiune (în punctul lui Ball, patru puncte infinit apropiate ale planului mobil sînt situate în linie dreaptă).

Algoritm pentru varianta V_2

Date: H_{min}, H_{max}, $H_0 = \dfrac{H_{min} + H_{max}}{2}$

$A_0(X_{A_0}, Y_{A_0})$

$B_0(X_{B_0}, Y_{B_0} = 0)$

$M_0(X_{M_0}, Y_{M_0})$; $M_0 \in d$; $X_{M_0} = 0$; $Y_{M_0} = H_0$

$\alpha_{min} \leqslant \alpha \leqslant \alpha_{max}$; α_{min}, $\alpha_{max} \in (0, 90°)$

Calculele se desfășoară în următoarea succesiune:

1. Coordonatele centrului instantaneu I:

$$X_I = \frac{Y_{M_0} - Y_{A_0}}{\operatorname{tg}\alpha} + X_{A_0}$$

$$Y_I = Y_{M_0}$$

2. Coordonatele punctului M_w:

$$X_{M_w} = 0$$

$$Y_{M_w} = Y_I - X_I \operatorname{tg}\frac{\alpha}{2}$$

3. Unghiul ρ dintre IB_0 și tt:

$$\rho = \operatorname{arc\,tg} \frac{\dfrac{X_I}{Y_{M_w} - Y_I} - \dfrac{Y_I}{X_I - X_{B_0}}}{1 + \dfrac{X_I}{Y_{M_w} - Y_I} \cdot \dfrac{Y_I}{X_I - X_{B_0}}}$$

4. Coordonatele punctului H:

$$X_H = \frac{X_I \operatorname{tg}\rho + \dfrac{Y_{A_0} X_{B_0}}{X_{A_0} - X_{B_0}} + Y_I}{\dfrac{Y_{A_0}}{X_{A_0} - X_{B_0}} + \operatorname{tg}\rho}$$

$$Y_H = \frac{Y_{A_0}}{X_{A_0} - X_{B_0}} \cdot \frac{X_I \operatorname{tg}\rho + \dfrac{Y_{A_0} X_{B_0}}{X_{A_0} - X_{B_0}} + Y_I}{\dfrac{Y_{A_0}}{X_{A_0} - X_{B_0}} + \operatorname{tg}\rho}$$

5. Coordonatele punctului M_B:

$$X_{M_B} = \frac{Y_{M_w} + \dfrac{Y_I X_{B_0}}{X_I - X_{B_0}}}{\dfrac{Y_I}{X_I - X_{B_0}} + \dfrac{X_I - X_{B_0}}{Y_I}}$$

$$Y_{M_B} = Y_{M_w} - \frac{X_I - X_{B_0}}{Y_I} \cdot X_{M_B}$$

6. Coordonatele punctului E:

$$X_E = \frac{Y_{M_B} - Y_I + X_{M_B} \operatorname{tg}\rho + \dfrac{Y_{A_0} X_I}{X_{A_0} - X_{B_0}}}{\operatorname{tg}\rho + \dfrac{Y_{A_0}}{X_{A_0} - X_{B_0}}}$$

$$Y_E = Y_I + \frac{Y_{A_0}}{X_{A_0} - X_{B_0}} (X_E - X_I)$$

7. Coordonatele articulaţiei mobile A_1:

$$X_{A_1} = \frac{X_{A_0} \operatorname{tg}\alpha - \dfrac{X_H Y_E - Y_H X_E}{X_E - X_H} - Y_{A_0}}{\operatorname{tg}\alpha - \dfrac{Y_E - Y_H}{X_E - X_H}}$$

$$Y_{A_1} = \operatorname{tg}\alpha (X_{A_1} - X_{A_0}) + Y_{A_0}$$

$$H = \frac{H_{max} + H_{min}}{2}$$

$$\overline{M_1M_2} = \overline{M_2M_3} = \overline{M_3M_4}$$

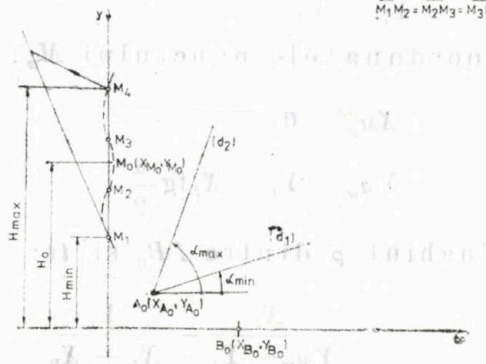


Fig. 4 Date de bază pentru varianta V_3

8. Coordonatele articulaţiei mobile B_1:

$$X_{B_1} = \frac{\dfrac{Y_I X_{B_0} - Y_{B_0} X_I}{X_I - X_{B_0}} - \dfrac{Y_E X_H - Y_H X_E}{X_E - X_H}}{\dfrac{Y_I - Y_{B_0}}{X_I - X_{B_0}} - \dfrac{Y_E - Y_H}{X_E - X_H}}$$

$$Y_{B_1} = \frac{Y_I - Y_{B_0}}{X_I - X_{B_0}} X_{B_1} - \frac{Y_I X_{B_0} - Y_{B_0} X_I}{X_I - X_{B_0}}$$

În continuare, se parcurg paşii 17—24 de la varianta V_3, pentru obţinerea şi efectuarea analizei mecanismelor sintetizate.

Varianta 3

În varianta a treia, traiectoria punctului trasor M se realizează prin patru puncte coliniare impuse. Acest lucru este ilustrat în figura 4, în care se observă că înălţimea de lucru a susţinerii $H_{min} \leqslant H \leqslant H_{max}$ a fost împărţită în trei părţi egale $M_1M_2 = M_2M_3 = M_3M_4$, astfel încît, pe traiectoria propusă pentru generare, există patru puncte impuse M_1, M_2, M_3 şi M_4.

Este uşor de dedus că varianta a treia este mai precisă decît variantele V_1 şi V_2, în generarea traiectoriei liniare. Alegerea punctelor M_1, M_2, M_3, M_4, în condiţiile $M_1M_2 = M_2M_3 = M_3M_4$, se face în scopul realizării unei anumite simetrii a construcţiei grafice, aşa cum se va vedea mai jos, în care elementele de bază ale sintezei geometrice — curba centrelor şi curba punctelor cercuale — au fost descompuse la cercuri (conice simple) şi drepte [1 ; 2 ; 3 ; 4 ; 5]

Construcţia grafică pentru varianta V_3

În sumar, construcţia grafică pentru varianta V_3 este următoarea (fig. 5).

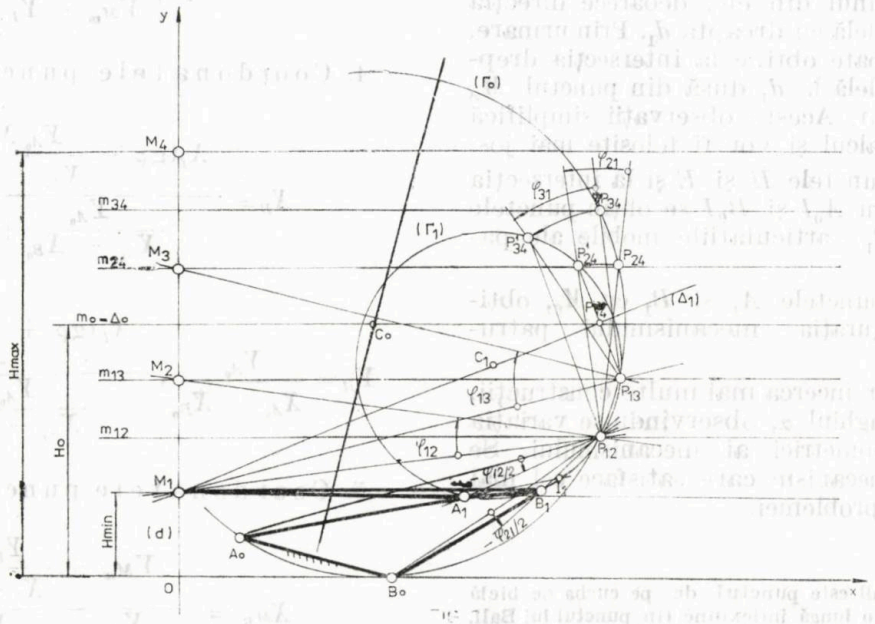


Fig. 5. Construcţia grafică pentru varianta V_3

Datele problemei (fig. 4) :

H_{min}

H_{max} — înălțimile de lucru ale susținerii

$$H_0 = \frac{H_{min} + H_{max}}{2}$$

$A_0(X_{A_0}, Y_{A_0})$

$B_0(X_{B_0}, Y_{B_0} = 0)$ — punctele de articulație la bază,

$\alpha_{min} \leqslant \alpha \leqslant \alpha_{max}$, unghiul brațului A_0A_1 ; α_{min} $\alpha_{max} \in (0, 90°)$; d, direcția de ghidare.

1. Se alege sistemul de referință ca la variantele V_1 și V_2.

2. Pe direcția d, de ghidare, se aleg punctele echidistante :

$$M_1(0, H_{min})$$

$$M_2\left(0, \frac{2H_{min} + H_{max}}{3}\right)$$

$$M_3\left(0, \frac{H_{min} + 2H_{max}}{3}\right)$$

$$M_4(0, H_{max})$$

3. Se duce mediatoarea comună $\Delta_0 = m_0$ pentru segmentele M_1M_4 și M_2M_3.

4. Se duc mediatoarele :

m_{12} pentru M_1M_2

m_{13} pentru M_1M_3

m_{24} pentru M_2M_4

m_{34} pentru M_3M_4

5. Punîndu-se condiția de simetrie a patrulaterului centrelor de rotație P_{12}, P_{13}, P_{24}, P_{34} de forma unui trapez isoscel, curba centrelor se descompune în dreapta Δ_0 și cercul Γ_0, cu centrul pe Δ_0 și trecînd prin A_0 și B_0.

Deci, pentru găsirea centrului cercului se duce mediatoarea $m_{A_0B_0}$ pentru segmentul A_0B_0. La intersecția mediatoarei $m_{A_0B_0}$ cu mediatoarea $m_0 = \Delta_0$ se află centrul C_0 al cercului Γ_0.

6. Se trasează cercul Γ_0 cu centrul în C_0 și de rază $C_0A_0 = C_0B_0$, notîndu-se în ordine cu P_{12}, P_{13}, P_{24}, P_{34} polii rotațiilor finite la intersecția cu mediatoarele m_{12}, m_{13}, m_{24}, m_{34}.

7. Curba punctelor cercuale se descompune în cercul Γ_1 care trece prin P_{12}, P_{13}, P^1_{24}, P^1_{34} și o dreaptă Δ_1 ce trece prin M_1, P_{14} (situat pe Δ_0) și centrul cercului Γ_1. Cercul Γ_1 și dreapta Δ_1 au o corespondență pătratică cu cercul Γ_0 și dreapta Δ_0.

Polii P^1_{24}, P^1_{34} sînt omologii polilor rotațiilor finite P_{24} și respectiv P_{34} în poziția 1.

Pentru a găsi polii P^1_{24} și P^1_{34} se procedează astfel.

a. Se măsoară unghiurile $\varphi_{12} = M_1P_{12}M_2$ și $\varphi_{13} = M_1P_{13}M_3$.

b. Se rotește polul P_{24} față de P_{12} cu unghiul $\varphi_{21} = -\varphi_{12}$, obținîndu-se P^1_{24}.

c. Se rotește polul P_{34} în jurul polului P_{13} cu unghiul $\varphi_{31} = -\varphi_{13}$ și se obține P^1_{34}.

d. Polii P_{34} și P^1_{34} sînt simetrici față de dreapta $P_{13}P_{14}$, ceea ce înseamnă că P_{14} se găsește pe mediatoarea segmentului $P_{34}P^1_{34}$. Cum P_{14} se găsește și pe axa de simetrie Δ_0, el se va găsi la intersecția acestora.

e. Se unește P_{14}, astfel găsit, cu M_1, obținîndu-se dreapta Δ_1, axa de simetrie a trapezului isoscel $P_{12}P_{13}P^1_{24}P^1_{34}$, pe care se va găsi centrul cercului Γ_1, circumscris trapezului isoscel $P_{12}P_{13}P^1_{24}P^1_{34}$.

f. Se găsește centrul cercului Γ_1 la intersecția dreptei Δ_1 cu una din mediatoarele laturilor neparalele ale trapezului isoscel $P_{12}P_{13}P^1_{24}P^1_{34}$.

8. Se unesc punctele A_0 și B_0 cu P_{12}. Dreptele $P_{12}A_0$ și $P_{12}B_0$ reprezintă bisectoarele în trecerea de la poziția 1 la 2, în rotația față de P_{12}. În consecință, pentru a obține punctele de articulație mobile A_1 și B_1 se procedează astfel.

● Se rotește $P_{12}A_0$ față de P_{12} cu unghiul $\frac{\varphi_{21}}{2} = -\frac{\varphi_{12}}{2}$. La intersecția dreptei astfel rotite cu cercul Γ_1, se află punctul A_1.

● Se rotește $P_{12}B_0$ față de P_{12} cu același unghi $\frac{\varphi_{21}}{2}$ și la intersecția cu cercul Γ_1 se află punctul B_1.

9. Se unesc punctele A_1 și B_1 cu A_0 și respectiv B_0 și ambele cu M_1, obținîndu-se configurația mecanismului patrulater căutat, în poziția M_1.

Patrulaterul $A_0A_1(M_1)B_1B_0$ va satisface condițiile impuse : ghidarea punctului M pe segmentul de dreaptă M_1M_4 cu eroare zero în M_1, M_2, M_3 și M_4.

În continuare se face analiza mecanismului patrulater ca la variantele V_1 și V_2.

Observație. La varianta V_3, spre deosebire de variantele V_1 și V_2, soluția este unică.

Algoritm pentru varianta V_3

1. Datele problemei :

$A_0(X_{A_0}, Y_{A_0})$

$B_0(X_{B_0}, Y_{B_0} = 0)$

H_{min}

H_{max}

2. Coordonatele punctelor de interes

$$M_0 : X_{M_0} = 0$$

$$Y_{M_0} = \frac{H_{min} + H_{max}}{2}$$

$M_1 : X_{M_1} = 0$

$$Y_{M_1} = H_{min}$$

$M_2 : X_{M_2} = 0$

$$Y_{M_2} = \frac{2H_{min} + H_{max}}{3}$$

$M_3 : X_{M_3} = 0$

$$Y_{M_3} = \frac{H_{min} + 2H_{max}}{3}$$

$M_4 : X_{M_4} = 0$

$$Y_{M_4} = H_{max}$$

3. Coordonatele punctului K, mijlocul segmentului A_0B_0:

$$X_K = \frac{X_{A_0} + X_{B_0}}{2}$$

$$Y_K = \frac{Y_{A_0} + Y_{B_0}}{2}$$

4. Coordonatele centrului cercului Γ_0:

$$X_{C_0} = \frac{X_K \cdot \frac{X_{B_0} - X_{A_0}}{Y_{B_0} - Y_{A_0}} + Y_K - Y_{M_0}}{\frac{X_{B_0} - X_{A_0}}{Y_{B_0} - Y_{A_0}}}$$

$$Y_{C_0} = Y_{M_0}$$

5. Raza cercului Γ_0:

$$R = \sqrt{(X_{C_0} - X_{B_0})^2 + (Y_{C_0} - Y_{B_0})^2}$$

6. Coordonatele polilor rotațiilor finite:

$$X_{P_{12}} = X_{C_0} + R\cos\left[\frac{1}{2}\arccos\left(1 - \frac{4(H_{max} - H_{min})^2}{18R^2}\right)\right]$$

P_{12} :

$$Y_{P_{12}} = Y_{C_0} - \left(\frac{H_{max} - H_{min}}{3}\right)$$

$$X_{P_{34}} = X_{P_{12}}$$

P_{34} :

$$Y_{P_{34}} = Y_{C_0} + \left(\frac{H_{max} - H_{min}}{3}\right)$$

$$X_{P_{13}} = X_{C_0} + R\cos\left[\frac{1}{2}\arccos\left(1 - \frac{(H_{max} - H_{min})^2}{18R^2}\right)\right]$$

P_{13} :

$$Y_{P_{13}} = Y_{C_0} - \frac{1}{2}\left(\frac{H_{max} - H_{min}}{3}\right)$$

$$X_{P_{24}} = X_{P_{13}}$$

P_{24} :

$$Y_{P_{24}} = Y_{C_0} + \frac{1}{2}\left(\frac{H_{max} - H_{min}}{3}\right)$$

7. Calculul distanțelor $P_{12}M_1$ și $P_{13}M_1$:

$$P_{12}M_1 = \sqrt{(X_{M_1} - X_{P_{12}})^2 + (Y_{M_1} - Y_{P_{12}})^2}$$

$$P_{13}M_1 = \sqrt{(X_{M_1} - X_{P_{13}})^2 + (Y_{M_1} - Y_{P_{13}})^2}$$

8. Calculul unghiurilor rotațiilor finite:

$$\varphi_{12} = \arccos\left(1 - \frac{(H_{max} - H_{min})^2}{18(P_{12}M_1)^2}\right)$$

$$\varphi_{13} = \arccos\left(1 - \frac{4(H_{max} - H_{min})^2}{18(P_{13}M_1)^2}\right)$$

9. Calculul unghiurilor de pantă pentru $P_{12}P_{24}$, $P_{13}P_{34}$:

$$\theta_{142} = \operatorname{arc\,tg}\frac{Y_{P_{24}} - Y_{P_{12}}}{X_{P_{24}} - X_{P_{12}}}$$

$$\theta_{143} = \operatorname{arc\,tg}\frac{Y_{P_{34}} - Y_{P_{13}}}{X_{P_{34}} - X_{P_{13}}}$$

10. Distanțele $P_{12}P_{24}$ și $P_{13}P_{34}$:

$$P_{12}P_{24} = \sqrt{(X_{P_{12}} - X_{P_{24}})^2 + (Y_{P_{12}} - Y_{P_{24}})^2}$$

$$P_{13}P_{34} = \sqrt{(X_{P_{13}} - X_{P_{34}})^2 + (Y_{P_{13}} - Y_{P_{34}})^2}$$

11*) Coordonatele polilor rotiți P^1_{24} și P^1_{34}:

$$P_{241} : X_{P_{241}} = (P_{12}P_{24})\cos(\theta_{142} + \varphi_{12}) + X_{P_{12}}$$

$$Y_{P_{241}} = (P_{12}P_{24})\sin(\theta_{142} + \varphi_{12}) + Y_{P_{12}}$$

$$P_{341} : X_{P_{341}} = (P_{13}P_{34})\cos(\theta_{143} + \varphi_{13}) + X_{P_{13}}$$

$$Y_{P_{341}} = (P_{13}P_{34})\sin(\theta_{143} + \varphi_{13}) + Y_{P_{13}}$$

*) Se folosesc în ontinuare notațiile P_{241} în loc de P^1_{24} și P_{341} în loc de P^1_{34}.

12. Calculul coeficienţilor din ecuaţia cercului Γ_1:

$$m = \frac{(Y_{P_{13}} - Y_{P_{12}})(X^2_{P_{241}} - X^2_{P_{12}} + Y^2_{P_{241}} - Y^2_{P_{12}}) - (Y_{P_{241}} - Y_{P_{12}})(X^2_{P_{13}} - X^2_{P_{12}} + Y^2_{P_{13}} - Y^2_{P_{12}})}{2[(Y_{P_{241}} - Y_{P_{12}})(X_{P_{13}} - X_{P_{12}}) - (Y_{P_{13}} - Y_{P_{12}})(X_{P_{241}} - X_{P_{12}})]}$$

$$n = \frac{(X_{P_{241}} - X_{P_{12}})(X^2_{P_{13}} - X^2_{P_{12}} + Y^2_{P_{13}} - Y^2_{P_{12}}) - (Y_{P_{13}} - X_{P_{12}})(X^2_{P_{241}} - X^2_{P_{12}} + Y^2_{P_{241}} - Y^2_{P_{12}})}{2[(Y_{P_{241}} - Y_{P_{12}})(X_{P_{13}} - X_{P_{12}}) - (Y_{P_{13}} - Y_{P_{12}})(X_{P_{241}} - X_{P_{12}})]}$$

$$p = -(X^2_{P_{12}} + Y_{P_{12}} + 2mX_{P_{12}} + 2nY_{P_{12}})$$

Verificare:

$$X^2_{P_{241}} + Y^2_{P_{241}} + 2mX_{P_{241}} + 2nY_{P_{241}} + p = 0$$

13. Unghiuri de pantă auxiliare:

$$W = \text{arc tg}\,\frac{Y_{P_{12}} - Y_{A_0}}{X_{P_{12}} - X_{A_0}}$$

$$\beta = W + \frac{\varphi_{12}}{2}$$

14. Coordonatele articulaţiei mobile A_1:

— parametrii auxiliari r şi q

$$r = \text{tg}\beta$$

$$q = Y_{P_{12}} - X_{P_{12}}\,\text{tg}\beta$$

$$A_1 : X_{A_1} = -\frac{2m + 2nr + 2rq + X_{P_{12}}(1 + r^2)}{1 + r^2}$$

$$Y_{A_1} = rX_{A_1} + q$$

15. Coordonatele articulaţiei mobile B_1:

— unghiuri de pantă auxiliare:

$$W_1 = \text{arc tg}\,\frac{Y_{P_{12}} - Y_{B_0}}{X_{P_{12}} - X_{B_0}}$$

$$\beta_1 = W_1 + \frac{\varphi_{12}}{2}$$

— parametrii auxiliari r_1 şi q_1:

$$r_1 = \text{tg}\beta_1$$

$$q_1 = Y_{P_{12}} - X_{P_{12}}\,\text{tg}\beta_1$$

$$B_1 : X_{B_1} = -\frac{2m + 2nr_1 + 2r_1q_1 + X_{P_{12}}(1 + r_1^2)}{1 + r_1^2}$$

$$Y_{B_1} = r_1X_{B_1} + q_1$$

16. Coordonatele centrului instantaneu de rotaţie I:

$$X_I = \frac{\dfrac{X_{A_1}Y_{A_0} - X_{A_0}Y_{A_1}}{X_{A_1} - X_{A_0}} - \dfrac{X_{B_1}Y_{B_0} - Y_{B_0}X_{B_1}}{X_{B_1} - X_{B_0}}}{\dfrac{Y_{B_1} - Y_{B_0}}{X_{B_1} - X_{B_0}} - \dfrac{Y_{A_1} - Y_{A_0}}{X_{A_1} - X_{A_0}}}$$

$$Y_I = \frac{Y_{A_1} - Y_{A_0}}{X_{A_1} - X_{A_0}}\,X_I + \frac{X_{A_1}Y_{A_0} - X_{A_0}Y_{A_1}}{X_{A_1} - X_{A_0}}$$

17. Se calculează lungimile laturilor mecanismului patrulater rezultat cu formulele de la spct. 14, varianta 1.

Se desenează mecanismul patrulater rezultat $A_0A_1B_1B_0(M_1)$ şi se încadrează în categoria corespunzătoare (patrulater de tip complex sau simplu). Se observă configuraţia bielei $A_1B_1(M_1)$ şi se aleg, în funcţie de aceasta, relaţiile de analiză.

Pentru configuraţia triunghiulară a bielei cu unghiul obtuz (unghiul γ) deschis în partea

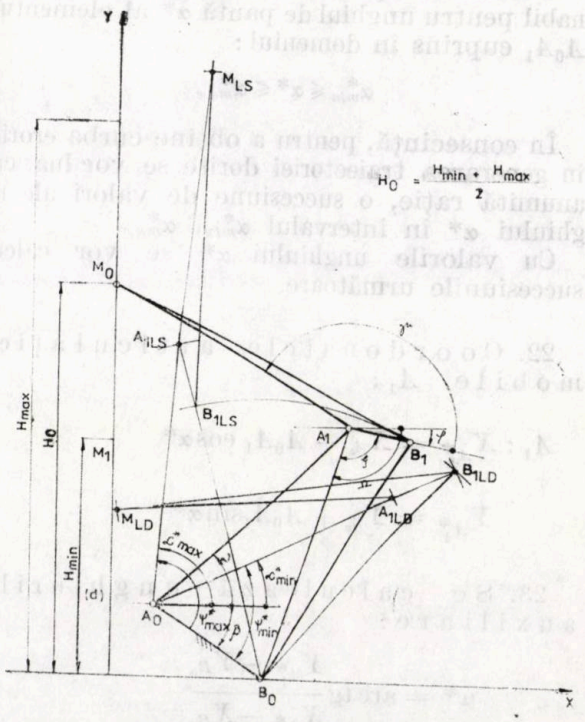


Fig. 6. Schiţa pentru analiza mecanismelor sintetizate

opusă bazei – cazul cel mai frecvent – analiza mecanismului decurge în succesiunea din figura 6.

18. Se calculează unghiul γ:

$$\gamma \quad \arccos \frac{A_1M_1^2 + A_1B_1^2 - B_1M_1^2}{2(A_1M) \cdot (A_1B_1)}$$

19. Se calculează suplimentul unghiului de pantă pentru A_0B_0

$$\beta = \operatorname{arc\,tg} \frac{Y_{A_0} + Y_{B_0}}{X_{B_0} - X_{A_0}}$$

20. Se calculează unghiurile auxiliare limită ψ^*_{min}, ψ^*_{max}:

$$\psi^*_{min} = \arccos \frac{(A_0A_1 + A_1B_1)^2 + A_0B_0^2 - B_0B_1^2}{2(A_0A_1 + A_1B_1) \cdot (A_0B_0)}$$

$$\psi^*_{max} = \arccos \frac{A_0A_1^2 + A_0B_0^2 - (B_0B_1 + A_1B_1)^2}{2(A_0A_1) \cdot (A_0B_0)}$$

21. Se calculează unghiurile α^*_{min} și α^*_{max} (mecanismul rezultat fiind de tip complex, dublu balansier):

$$\alpha^*_{min} = \psi^*_{min} - \beta$$

$$\alpha^*_{max} = \psi^*_{max} - \beta$$

Mecanismul patrulater obținut este funcționabil pentru unghiul de pantă α^* al elementului A_0A_1 cuprins în domeniul:

$$\alpha^*_{min} \leqslant \alpha^* \leqslant \alpha^*_{max}$$

În consecință, pentru a obține curba erorilor în generarea traiectoriei dorite se vor lua, cu o anumită rație, o succesiune de valori ale unghiului α^* în intervalul α^*_{min}, α^*_{max}.

Cu valorile unghiului α^* se vor calcula succesiunile următoare.

22. Coordonatele articulației mobile A_1:

$$A_1 : X^*_{A_1} = X_{A_0} + A_0A_1 \cos\alpha^*$$

$$Y^*_{A_1} = Y_{A_0} + A_0A_1 \sin\alpha^*$$

23. Se calculează unghiurile auxiliare:

$$\mu^* = \operatorname{arc\,tg} \frac{Y^*_{A_1} - Y_{B_0}}{X^*_{A_1} - X_{B_0}}$$

$$\zeta^* = \arccos \frac{A_1B_1^2 + B_0A_1^{*2} - B_0B_1^2}{2(A_1B_1) \cdot (B_0A_1^*)}$$

$$\Omega^* = 180 - \mu^*$$

$$\varphi^* = \zeta^* - \Omega^*$$

24. Coordonatele punctului trasor M:

$$X_{M^*} = X^*_{A_1} + A_1M_1 \cos(\gamma + \varphi^*)$$

$$M: \quad Y_{M^*} = Y^*_{A_1} + A_1M_1 \sin(\gamma + \varphi^*)$$

25. Coordonatele articulației mobile B_1:

$$B_1 : X^*_{B_1} = X^*_{A_1} + A_1B_1 \cos\varphi^*$$

$$Y^*_{B_1} = Y^*_{A_1} + A_1B_1 \sin\varphi^*$$

26. Coordonatele centrului instantaneu de rotație I:

$$I : X_{I^*} = \frac{\dfrac{X^*_{A_1}Y_{A_0} - X_{A_0}Y^*_{A_1}}{X^*_{A_1} - X_{A_0}} - \dfrac{X^*_{B_1}Y_{B_0} - X_{B_0}Y^*_{B_1}}{X^*_{B_1} - X_{B_0}}}{\dfrac{Y^*_{B_1} - Y_{B_0}}{X^*_{B_1} - X_{B_0}} - \dfrac{Y^*_{A_1} - Y_{A_0}}{X^*_{A_1} - X_{A_0}}}$$

$$Y_{I^*} = \frac{Y^*_{A_1} - Y_{A_0}}{X^*_{A_1} - X_{A_0}} X_{I^*} + \frac{X^*_{A_1}Y_{A_0} - Y_{A_0}Y^*_{A_1}}{X^*_{A_1} - X_{A_0}}$$

Transpunînd grafic coordonatele X_{M^*} și Y_{M^*} se obține traiectoria reală a punctului trasor M,, iar cu ajutorul coordonatelor X^*_I, Y^*_I se poate trasa traiectoria centrului instantaneu de rotație I al bielei, necesar la calculul cinetostatic (al portanței susținerii).

Sinteza comparativă a mecanismului patrulater din componența unei susțineri mecanizate cu date impuse

Fie de sintetizat mecanismul patrulater din componența unei susțineri mecanizate pentru care se impun următoarele date:

$A_0(210, 220)$, în mm

$B_0(835,0)$, în mm

$H_{min} = 1\,080$ mm

$H_{max} = 2\,240$ mm

Rezultă $H_0 = 1\,660$ mm

$18° \leqslant \alpha \leqslant 72°$

Varianta 1

Pentru varianta 1, mai întîi s-au luat o mulțime de valori pentru unghiul α în intervalul (18°, 72°) cu o anumită rație (la început mai mare $r = 0{,}5°$ și apoi cu una mai mică $r_1 = 0{,}01$) pentru a găsi configurația acelui mecanism în care biela are punctele $B_1A_1M_0$ coliniare (adică unghiul $\gamma = \pi$). După mai multe tatonări s-a găsit exact valoarea unghiului α pentru care corespunde un mecanism patrulater cu unghiul γ la bielă de 180°. Această valoare este $\alpha = 28{,}24°$.

S-au luat apoi mai multe soluții de mecanisme după valorile unghiului α, ca de exemplu : 24,24°, 28,24°, 32,24°, 36,24°, 40,24°, pentru care s-au determinat unghiurile limită, coordonatele și traiectoria punctului M trasor. Aceste valori se pot vedea în listingurile realizate. De asemenea, calculatorul utilizat (Aristo) fiind dotat cu inscriptor X, Y, s-au trasat configurațiile mecanismelor și curbelor bielă ale punctului M trasor (fig. 7).

Din listinguri și din partea grafică astfel realizate se pot trage următoarele concluzii (tab. 1).

1. Zona $24{,}24° \leqslant \alpha \leqslant 32{,}24°$ conduce la mecanisme patrulatere ce pot fi folosite cu erori mici pe înălțimi de la $H_{min} = 900$ mm la $H_{max} = 2\,400$ mm, cu mențiunea că axa OX trece prin articulația B_0.

2. Pentru zona menționată la punctul precedent, erorile în generare sînt crescătoare, cu creșterea unghiului α.

3. Lungimile laturilor A_0A_1, B_0B_1, A_1M și B_1M sînt descrescătoare cu creșterea unghiului α.

4. Latura A_1B_1 are variațiile cele mai mici. La început, pentru $\alpha \leqslant 36{,}24°$ sînt crescătoare, ca apoi să fie descrescătoare, la creșterea unghiului α.

Varianta 2

Pentru varianta 2 s-a procedat la fel ca pentru varianta 1. La varianta 2, unghiul $\alpha = 30{,}78°$ dă un mecanism patrulater cu configurația liniară a bielei.

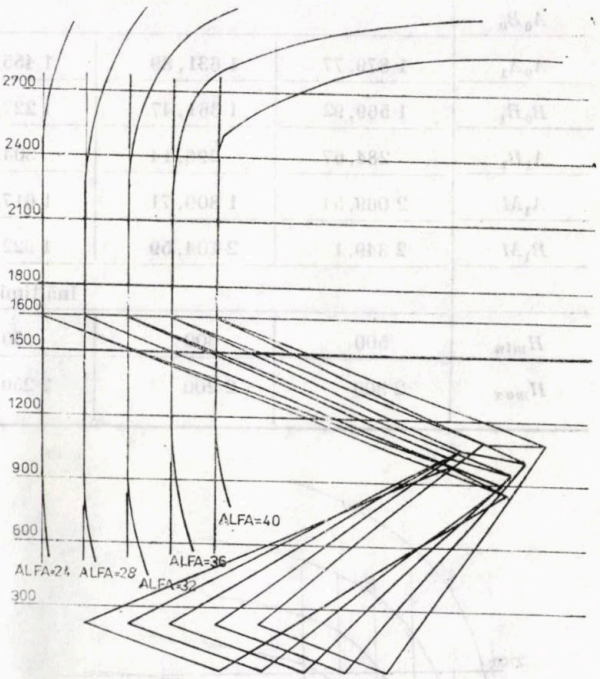


Fig. 7. Variante de soluții conform variantei 1

S-au luat apoi mai multe valori ale unghiului α pentru care au fost finalizate mecanismele patrulatere (tab. 2), și anume :

$\alpha = 22{,}78$; 26,78 ; 30,78 ; 34,78 ; 38,78 ; 42,78.

Din listinguri și din graficele trasate de calculator (fig. 8) se pot concluziona următoarele.

1. Pentru varianta 2, zona $\alpha \leqslant 30{,}78°$ conduce la mecanisme patrulatere pentru care palierul

Tabelul 1

Valorile laturilor în funcție de unghiul α, mm. Varianta 1

Latura	Unghiul α				
	24,24°	28,24°	32,24°	36,24°	40,24°
A_0B_0	662, 59				
A_0A_1	1 859,67	1 656, 77	**1 515, 44**	1 416, 15	1 347, 23
B_0B_1	1 582, 29	1 427, 45	**1 340, 01**	1 300, 50	1 296, 80
A_1B_1	287, 83	296, 18	301, 13	302, 92	302, 24
A_1M	2 022, 22	1 792, 85	1 619, 97	1 480, 48	1 363, 16
B_1M	2 308, 5	2 090, 02	1 918, 95	1 774, 28	1 643, 39
	Înălțimi de lucru cu erori sub 10 mm				
H_{min}	800	900	1 000	1 100	1 150
H_{max}	2 400	2 350	2 300	2 350	2 450

Tabelul 2

Valorile laturilor în funcție de unghiul α, mm. Varianta 2

Latura	Unghiul α					
	22,78	26,78	30,78	34,78	38,78	42,78
A_0B_0	662,59					
A_0A_1	1 879,77	1 631,89	1 455,14	1 325,48	1 228,87	1 156,67
B_0B_1	1 569,92	1 361,47	1 227,54	1 143,84	1 095,95	1 074,74
A_1B_1	284,67	296,14	304,88	310,14	311,68	309,45
A_1M	2 069,54	1 809,71	1 617,28	1 467,75	1 346,66	1 244,84
B_1M	2 349,1	2 104,59	1 922,16	1 776,42	1 652,37	1 540,77
	Înălțimi de lucru cu erori sub 10 mm					
H_{min}	500	600	650	750	800	900
H_{max}	2 300	2 200	2 250	2 150	2 100	2 050

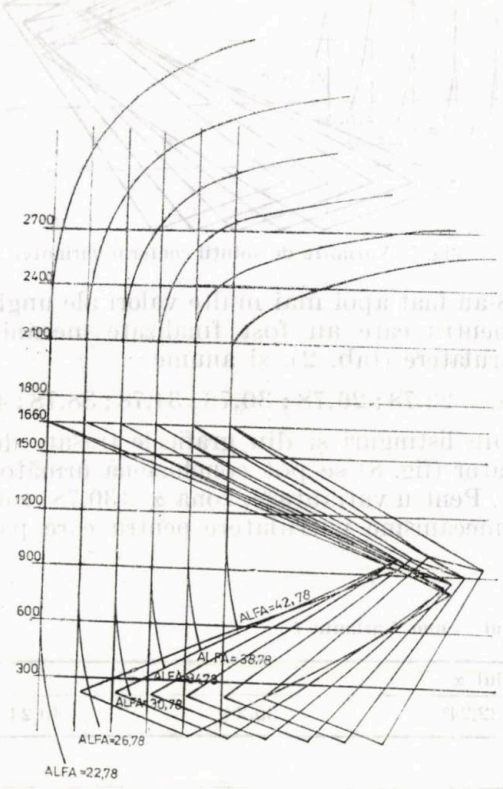


Fig. 8. Variante de soluții conform variantei V_2

aproximativ liniar din curba de bielă trasată de punctul M este cel mai lung. Pentru această zonă, înălțimile de lucru, cu erori acceptabile de la linia dreaptă, sînt de la $H_{min} = 600$ mm la $H_{max} = 2\,200$ mm, cu aceeași mențiune că axa OX trece prin B_0.

2. Erorile în generarea traiectoriei dorite cresc cu creșterea unghiului α (la fel ca la varianta 1).

3. Lungimile laturilor A_0A_1, B_0B_1, A_1M și B_1M sînt descrescătoare cu creșterea unghiului α (ca la varianta 1).

4. Latura A_1B_1 este ușor crescătoare pentru unghiuri $\alpha < 38{,}78°$ și apoi ușor descrescătoare.

Varianta 3

La varianta 3 soluția este unică.

Pentru varianta 3, rezultatele sînt următoarele.

1. Înălțimile de lucru cu erori garantate sub 10 mm de la generarea traiectoriei rectilinii de către punctul de bielă M sînt cuprinse între limitele $H_{min} = 700$ mm și $H_{max} = 2\,500$ mm.

2. În punctele :

$$M_1 : H_{min} = 1\,080 \text{ mm}$$

$$M_4 : H_{max} = 2\,240 \text{ mm}$$

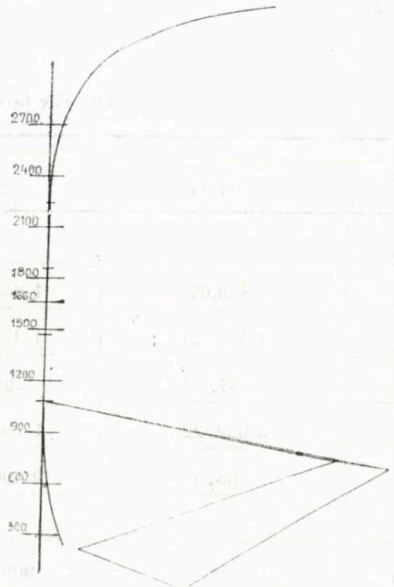


Fig. 9. Soluția conform variantei V_3.

$M_2 : H_2 = 1\,467$ mm

$M_3 : H_3 = 1\,854$ mm

erorile sînt zero.

3. Valorile laturilor mecanismului în varianta 3, sînt:

$A_0B_0 = 662{,}59$ mm

$A_0A_1 = 1\,617{,}06$ mm

$B_0B_1 = 1\,399{,}18$ mm

$A_1B_1 = 302{,}21$ mm

$A_1M = 1\,757{,}93$ mm

$B_1M = 2\,059{,}97$ mm

$H_{min} = 700$ mm

$H_{max} = 2\,500$ mm, cu erori sub 10 mm.

Din compararea celor trei variante reies următoarele.

1. Configurațiile mecanismelor și valorile laturilor acestora pentru fiecare din cele trei variante satisfac condițiile problemei.

2. Variantele 1 și 2 oferă mai multe soluții în funcție de parametrul α, ales arbitrar.

3. Varianta 3 conduce la soluția unică (fig. 9), trasată de calculator cu avantajul unei generări de traiectorie riguros liniară pe porțiunea (H_{min}, H_{max}).

În concluzie, toate variantele dau soluții bune. Dintre acestea proiectantul poate alege ușor pe cea mai convenabilă.

Bibliografie

[1] Hain, K. - *Angewandte Getriebelehre* Düsseldorf V.D.I. – Verlag, 1961.

[2] Maroș, D. *Curs de teoria mecanismelor și a mașinilor*. Inst. Politehnic, Cluj, 1966.

[3] Manolescu, N. I. *Teoria mecanismelor și a mașinilor* Ed. didactică și pedagogică, București, 1972.

[4] Kraus, R. *Geraдführungen durch das Gelenkviereck*, V.D.I., 1957.

[5] Hartenberg, R. S., Denavit, J. *Kynematic synthesis of linkages*. McGraw Hill Book Company, 1964.

[6] Zamfir, V.ș.a. *Algoritm pentru sinteza pozițională a mecanismului patrulater din componența secțiilor de susținere mecanizată*. Contract 1985, IMP–CCSITUM Satu Mare.

Susținere inelară fără simetrie constructivă în zona de suprapunere a profilelor metalice

Conf. dr. ing. **G. Petrescu**
asist. ing. **D. Ilincioiu**
Universitatea din Craiova
dr. ing. **C. Păsărin**
ing. **D. Plăvicheanu**
I.C.I.T.P.M.L. Craiova

I. Introducere

Se consideră o susținere metalică circulară formată din patru profile în arce de cerc, de lungimi neegale, astfel încît în zonele de suprapunere, situate la 45° față de diametrele vertical și orizontal, să prezinte o asimetrie în raport cu bisectoarele unghiurilor drepte formate de aceleași diametre (fig. 1).

Se pune problema a se studia comportarea unei asemenea structuri, față de presiunea rocilor înconjurătoare, atunci cînd zonele de suprapunere prezintă diverse lungimi și diverse poziții în raport cu bisectoarele specificate.

II. Determinarea momentelor încovoietoare

Ca și în alte situații similare [1; 2], problema este odată static nedeterminată și pentru rezolvarea ei se consideră un sfert de inel la care zona de suprapunere a profilelor are extensiunea unghiulară:

$$\gamma_1 + \gamma_2,$$

în care:

$$\gamma_1 \neq \gamma_2 \text{ (fig.2).}$$

Sfertul de inel este acționat de sarcina verticală pL și sarcina orizontală kpL, iar în secțiunile care îl delimitează acționează forțele

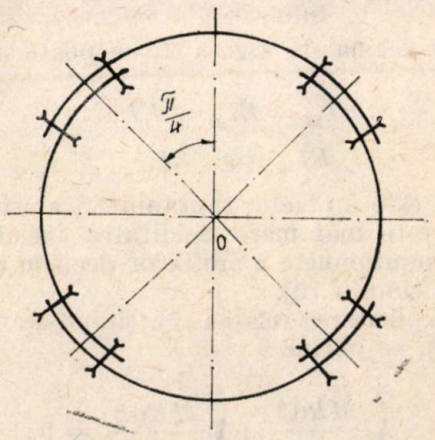


Fig. 1

axiale cunoscute pLR și $kpLR$, respectiv momentele încovoietoare necunoscute M_1 și M_2. Se ia raza medie a inelului R.

Pentru ridicarea nedeterminării se folosește aceeași condiție de deformație [1 ; 2], care arată că secțiunile 1 și 2, perpendiculare înainte de deformarea inelului, rămîn perpendiculare și după deformarea acestuia :

$$\Sigma\int\frac{M\cdot ds}{EI}=\int_1^5\frac{M\cdot ds}{EI_{15}}+\int_5^6\frac{M\cdot ds}{EI_{56}}+$$

$$+\int_6^2\frac{M\cdot ds}{EI_{62}}=0, \qquad (1)$$

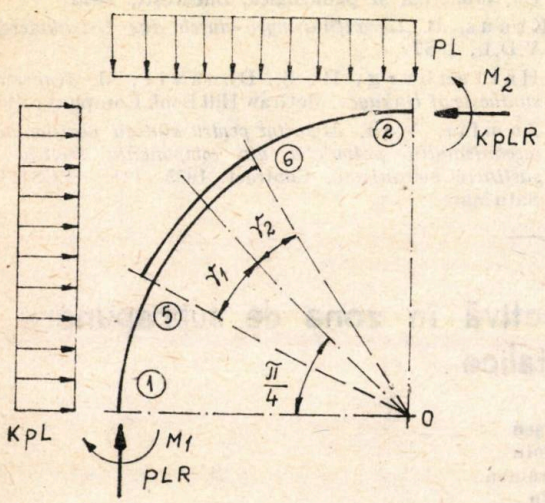


Fig. 2

în care :

M este expresia analitică a momentului încovoietor, pe fiecare din cele trei intervale considerate ;

ds — elementul de arc, egal cu $R\cdot d\theta$;

EI — rigiditatea la încovoiere a inelului.

Ținînd seama de figura 2, se poate scrie :

$$EI_{15}=EI_{62}=EI\,; \qquad (2)$$

$$EI_{56}=c\cdot EI, \qquad (3)$$

în care c este un factor supraunitar, arătînd de cîte ori este mai mare rigiditatea inelului în zona de suprapunere a profilelor decît în zonele de profil simplu [2].

Prin explicitarea relației (1), ținînd seama de (2) și (3), se obține :

$$\int_1^5\frac{MRd\theta}{EI}+\int_5^6\frac{MRd\theta}{cEI}+\int_6^2\frac{MRd\theta}{EI}=0\,; \qquad (4)$$

respectiv, după simplificare, :

$$c\int_1^5 M\cdot d\theta+\int_5^6 M\cdot d\theta+c\int_6^2 M\,d\theta=0. \qquad (5)$$

Se ține seama de faptul că expresia analitică a momentului încovoietor este [1 ; 2] :

$$M=M_1+\frac{1-k}{2}pLR^2\cdot\sin^2\theta \qquad (6)$$

și de expresia integralei nedefinite :

$$\int M\cdot d\theta=\int\left[M_1+\frac{1-k}{2}pLR^2\cdot\sin^2\theta\right]d\theta=$$

$$=M_1\theta+\frac{1-k}{4}pLR^2\left(\theta-\frac{1}{2}\sin2\theta\right); \qquad (7)$$

pentru calculul integralelor definite de pe cele trei intervale ale sfertului de inel :

$$\int_1^5 M\cdot d\theta=\Big|M_1\theta+\frac{1-k}{4}pLR^2\Big(\theta-$$

$$-\frac{1}{2}\sin2\theta\Big|_0^{\frac{\pi}{4}-\gamma_1}=M_1\left(\frac{\pi}{4}-\gamma_1\right)+$$

$$+\frac{1-k}{4}pLR^2\left(\frac{\pi}{4}-\gamma_1-\frac{1}{2}\cos2\gamma_1\right); \qquad (8)$$

$$\int_5^6 Md\theta=\Big|M_1\theta+\frac{1-k}{4}pLR^2\Big(\theta-$$

$$-\frac{1}{2}\sin2\theta\Big)\Big|_{\frac{\pi}{4}-\gamma_1}^{\frac{\pi}{4}+\gamma_2}=M_1(\gamma_2+\gamma_1)+$$

$$+\frac{1-k}{4}pLR^2\Big((\gamma_2+\gamma_1-\frac{1}{2}\cos2\gamma_2+$$

$$+\frac{1}{2}\cos2\gamma_1\Big); \qquad (9)$$

$$\int_6^2 M\cdot d\theta=\Big|M_1\theta+\frac{1-k}{4}pLR^2\Big(\theta-$$

$$-\frac{1}{2}\sin 2\theta\Big)\Big|_{\frac{\pi}{4}+\gamma_2}^{\frac{\pi}{2}} = M_1\left(\frac{\pi}{4}-\gamma_2\right)+$$

$$+\frac{1-k}{4}pLR^2\left(\frac{\pi}{4}-\gamma_2+\frac{1}{2}\cos 2\gamma_2\right). \quad (10)$$

În acest caz, condiția de deformație devine :

$$c\cdot M_1\left(\frac{\pi}{4}-\gamma_1\right)+c\,\frac{1-k}{4}pLR^2\left(\frac{\pi}{4}-\gamma_1-\frac{1}{2}\cos 2\gamma_1\right)+M_1(\gamma_1+\gamma_2)+$$

$$+\frac{1-k}{4}pLR^2\left(\gamma_1+\gamma_2+\frac{1}{2}\cos 2\gamma_1-\frac{1}{2}\cos 2\gamma_2\right)+c\cdot M_1\left(\frac{\pi}{4}-\gamma_2\right)+c\cdot$$

$$\frac{1-k}{4}pLR^2\left(\frac{\pi}{4}-\gamma_2+\frac{1}{2}\cos 2\gamma_2\right)=0 \quad (11)$$

sau :

$$M_1\left[(\gamma_1+\gamma_2)+c\left(\frac{\pi}{2}-\gamma_1-\gamma_2\right)\right]+$$

$$+\frac{1-k}{4}pLR^2\left[\left(\gamma_1+\gamma_2+\frac{1}{2}\cos 2\gamma_1-\frac{1}{2}\cos 2\gamma_2\right)+c\left(\frac{\pi}{2}-\gamma_1-\gamma_2-\frac{1}{2}\cos 2\gamma_1+\frac{1}{2}\cos 2\gamma_2\right)\right]=0. \quad (12)$$

De aici rezultă momentul încovoietor din secțiunea 1 :

$$M_1=-\frac{1-k}{4}pLR^2\,\frac{\left(\gamma_1+\gamma_2+\frac{1}{2}\cos 2\gamma_1-\frac{1}{2}\cos 2\gamma_2\right)+c\left(\frac{\pi}{2}-\gamma_1-\gamma_2-\frac{1}{2}\cos 2\gamma_1+\frac{1}{2}\cos 2\gamma_2\right)}{(\gamma_1+\gamma_2)+c\left(\frac{\pi}{2}-\gamma_1-\gamma_2\right)} \quad (13)$$

Se observă că în cazul suprapunerii simetrice, adică pentru $\gamma_1=\gamma_2=\gamma$, se obține rezultatul din lucrarea [2], respectiv :

$$M_1=-\frac{1-k}{4}pLR^2. \quad (14)$$

În continuare, se face notația :

$$\gamma_2=b\cdot\gamma_1 \quad (15)$$

și atunci momentul încovoietor M_1 capătă următoarea formă, după ce se fac toate transformările :

$$M_1=-\frac{1-k}{4}pLR^2\left[1-\frac{(1-c)\sin(1+b)\gamma_1\cdot\sin(1-b)\gamma_1}{c\frac{\pi}{2}+(1+b)(1-c)\gamma_1}\right]. \quad (16)$$

De asemenea, ținînd seama de formula (6) și pentru $\theta=\frac{\pi}{2}$, se obține momentul încovoietor din secțiunea 2 :

$$M_2=\frac{1-k}{4}pLR^2\left[1+\frac{(1-c)\sin(1+b)\gamma_1\cdot\sin(1-b)\gamma_1}{c\frac{\pi}{2}+(1+b)(1-c)\gamma_1}\right]. \quad (17)$$

III. Studiul variației momentelor încovoietoare în funcție de raportul zonelor de suprapunere a profilelor

Deoarece la susținerea inelară normală zona de suprapunere are o extensiune unghiulară de 15° (la o rază $R=1{,}5$ m), deci cu $\gamma_1=\gamma_2=$ $=7°30'$, pentru a se face studiul variației momentelor încovoietoare se consideră $\gamma_1=7°30'=$ $=$ constant, iar γ_2, avînd valorile 7°30', 15° și 22°30'; respectiv $\gamma_2=7°30'=$ constant, iar γ_1 avînd valorile 22°30', 15° și 7°30'.

Pe de altă parte, expresia $\frac{1-k}{4}pLR^2$ fiind comună, atît la structura de bază [1], cît și la structura reală [2], respectiv la formulele de mai sus, se notează parantezele mari, din relațiile (16) și (17), cu m_1 și respectiv m_2. În acest caz, se poate studia variația acestora, în funcție de raportul $b=\gamma_2/\gamma_1$, conform tabelului 1.

Tabelul 1

γ_1, grade	22°30′	15°	7°30′	7°30′	7°30′
γ_1, radiani	$\pi/8$	$\pi/12$	$\pi/24$	$\pi/24$	$\pi/24$
γ_2, grade	7°30′	7°30′	7°30′	15°	22°30′
γ_2, radiani	$\pi/24$	$\pi/24$	$\pi/24$	$\pi/12$	$\pi/8$
$b = \gamma_2/\gamma_1$	1/3	1/2	1/1	2/1	3/1
c	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44
$1+b$	4/3	3/2	2	3	4
$1-b$	2/3	1/2	0	−1	−2
$1-c$	−1,44	−1,44	−1,44	−1,44	−1,44
$(1+b)\gamma_1$, grade	30°	22°30′	15°	22°30′	30°
$(1-b)\gamma_1$, grade	15°	7°30′	0	−7°30′	−15°
$c\frac{\pi}{2}$	3,83274	3,83274	3,83274	3,83274	3,83274
$(1+b)(1-c)\gamma_1$, radiani	−0,75398	−0,56548	−0,37680	−0,56548	−0,75398
$\sin(1+b)\gamma_1$	0,5	0,38268	0,25882	0,38268	0,5
$\sin(1-b)\gamma_1$	0,25882	0,13053	0	−0,13053	−0,25882
$N = (1-c)\sin(1+b)\gamma_1$					
$\sin(1-b)\gamma_1$	−0,31576	−0,07193	0	0,07193	0,31576
$n = c\frac{\pi}{2} + (1+b)(1-c)\gamma_1$	3,07876	3,26726	3,45594	3,26726	3,07876
N/n	−0,10256	−0,02201	0	0,02201	0,10256
m_1	1,10256	1,02201	1	0,97799	0,89744
m_2	0,89744	0,97799	1	1,02201	1,10256

În acest tabel, valoarea factorului c a fost calculată pornind de la valorile elementelor geometrice ale profilului SG — 23.

Concluzii

Din analiza rezultatelor înscrise în tabelul 1, se vede că dacă unghiul γ_1 este constant (7°30′), iar unghiul γ_2 crește (între 7°30′ și 22°30′), atunci momentul încovoietor M_1 scade sub valoarea pe care o are la structura de bază (14), în timp ce momentul M_2 crește peste această valoare, cu atît mai mult cu cît raportul $b = \gamma_2/\gamma_1$ este mai mare; invers, dacă unghiul γ_2 este constant (7°30′), iar unghiul γ_1 crește (între 7°30′ și 22°30′), atunci momentul încovoietor M_1 crește, iar momentul M_2 scade, cu atît mai mult cu cît raportul $b = \gamma_2/\gamma_1$ este mai mic.

Astfel, dacă raportul $b = 1/3$, se observă că momentul încovoietor M_1 crește cu 10,256%, în timp ce momentul M_2 scade în același procent.

Pentru raportul $b = 3$, variația celor două momente încovoietore prezintă aceeași valoare, cu diferența că M_1 scade, iar M_2 crește.

În situația cînd $b = 1/1$, cele două momente încovoietoare rămîn egale între ele și egale cu valoarea de la structura de bază (14), indiferent de extensiunea unghiulară a zonei de suprapunere.

Rezultă că aplicarea unei asemenea soluții constructive în practică nu este indicată, deoarece momentul încovoietor crește într-o secțiune simplă (formată dintr-un singur profil), deși scade într-o altă secțiune simplă, în timp ce dublarea secțiunii are loc tot în jurul zonei cu moment încovoietor nul. Deci, trebuie căutată o soluție pentru creșterea capacității portante a susținerii prin întărirea inelului în zonele secțiunilor 1 și 2, respectiv cele diametral opuse acestora.

Bibliografie

[1] Petrescu, G. ș.a. *Considerații privind susținerea metalică a galeriilor miniere circulare.* Mine, Petrol și Gaze, nr. 2, 1987.

[2] Petrescu, G. ș.a. *Calculul susținerii inelare ținînd seama de rigiditatea diferită pe diversele intervale.* Mine, Petrol și Gaze, nr. 1, 1987

[3] Buzdugan, Gh. *Rezistența materialelor.* Ed. Academiei R.S.R., București, 1986.

[4] Mocanu, D. R. *Rezistența materialelor.* Ed. tehnică, București, 1980.

[5] Covaci, Șt., Bădulescu, N. *Exploatări miniere în subteran. Exemple de calcul.* Ed. tehnică, București, 1982.

[6] Popescu, Al. *Metode de calcul al stabilității lucrărilor miniere subterane și dimensionarea pilierilor de siguranță.* Oficiul de documentare și publicații tehnice, București, 1973.

Aspecte de calcul şi aplicare a grinzilor pe trei reazeme încărcate cu sarcini distribuite parabolic

Ing. **Z. Daday**, ing. **Fr. Nemeş**
Intreprinderea minieră Bălan
cibern. **L. Bărbat**
Centrul teritorial de calcul electronic Miercurea Ciuc

I. Introducere

Manifestate ca presiuni din partea bolţii de echilibru natural al rocilor, sarcinile distribuite parabolic sînt binecunoscute excavaţiilor subterane.

În lucrarea de faţă se încearcă a se studia efectul acestui tip de presiune minieră asupra grinzilor fără consolă, pe trei reazeme, stabileşte condiţiile şi domeniul aplicabilităţii raţionale, prezintă diagrame didactico-operative.

II. Sarcini, eforturi, diagrame

1. Calculele la încovoiere[1], efectuate pentru grinda de lungime *l*, pe reazemele[2] *1*; *2* şi *3*, sub sarcina *P*, repartizată parabolic (fig. 1), pun în evidenţă, sub formă de coeficienţi variabili, următoarele relaţii de bază, reprezentative pentru această schemă la orice deschidere sau mărime de sarcină (duritate de rocă).

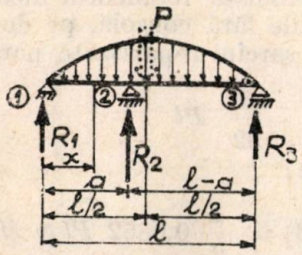


Fig. 1. Sarcini şi reacţii

a. *Reacţiile reazemelor* (fig. 2*a*)

$$r_1 = \frac{R_1}{P} = \frac{1}{2} - \frac{e}{20k};$$

$$r_2 = \frac{R_2}{P} = \frac{e}{20k\,(1-k)};$$

$$r_3 = \frac{R_3}{P} = \frac{1}{2} - \frac{e}{20(1-k)},$$

în care:

$$e = k^4 - (k+1)\,(3-k^2);$$

$$k = \frac{a}{l}.$$

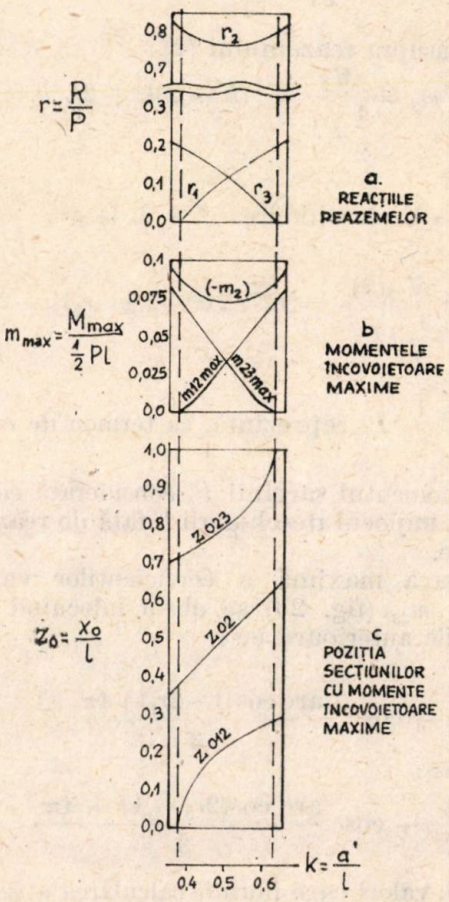


Fig. 2. Diagrame sintetice în ipoteza reacţiilor nenegative, funcţie de poziţia reazemului intermediar

b. *Forţele tăietoare*

• În deschiderea *1* — *2*, la $z = \frac{x}{l}$:

$$t_{12}(z) = \frac{T_{12}(x)}{P} = (2z-3)\,z^2 + r.$$

• Deasupra reazemului (2):

$$t_2 = \frac{T_2}{P} = r_2.$$

[1] Autorii stau la dispoziţia cititorului cu întreaga suită de calcule.
[2] Stîlpi, pilugi orizontale, ziduri etc.

• În deschiderea $2-3$, la $z=\frac{x}{l}$:

$$t_{23}(z)=\frac{T_{23}(x)}{P}=(2z-3)\ z^2-r_3+1\cdot$$

c. *Momente încovoietoare*

• În deschiderea $1-2$, la $z=\frac{x}{l}$:

$$m_{12}(z)=\frac{M_{12}(x)}{\frac{1}{2}Pl}=[(z-2)z^2+2r_1]z.$$

• Deasupra reazemului (2):

$$m_2=\frac{M_2}{\frac{1}{2}Pl}=[(k-2)k^2+2r_1]k.$$

• În deschiderea $2-3$, la $z=\frac{x}{l}$:

$$m_{23}(z)=\frac{M_{23}(x)}{\frac{1}{2}Pl}=[(z-2)z^2+2(1-r_3)]z+2r_3-1,$$

în care $\frac{1}{2}Pl$ reprezintă, ca termen de comparație, momentul sarcinii P, considerată concentrată la mijlocul deschiderii l, față de reazemele extreme.

Valoarea maximă a coeficienților variabili m_{12} și m_{23} (fig. 2*b*) se obțin înlocuind z din expresiile anterioare cu:

$$z_{012}=\frac{1}{2}+\cos\frac{\arccos(1-2r_1)+4\pi}{3},$$

respectiv:

$$z_{023}=\frac{1}{2}+\cos\frac{\arccos(2r_3-1)+4\pi}{3},$$

(fig. 2*c*), valori care permit calcularea absciselor secțiilor cu forțe tăietoare nule din deschiderile $1-2$ și $2-3$, respectiv ale secțiilor cu momente încovoietoare maxime.

2. Grinda pe trei reazeme este concepută și aplicată rațional în cazul în care fiecare reazem preia o parte din sarcina repartizată parabolic, cu alte cuvinte în cazul în care toate reacțiile sînt pozitive (fig. 1).

Exprimată algebric, condiția se prezintă sub forma:

$$\begin{array}{ccccc} R_1 & + & R_2 & + & R_1 = P. \\ \vee & & \vee & & \vee \\ 0 & & 0 & & 0 \end{array}$$

Pozitivitatea celor trei reacții are loc numai pentru:

$$0{,}376<\frac{a}{l}<0{,}624 \qquad \text{(fig. 2}a\text{)},$$

adică în cazul plasării reazemului intermediar în cincimea de mijloc a deschiderii (fig. 3*c*, 3*d*).

Pentru alte poziții ale reazemului intermediar[1] susținerea este doar aparent pe trei reazeme, funcționînd în realitate ca o grindă cu consolă, pe două puncte de sprijin (fig. 3*a*, 3*b*).

3. Din formule, tabelul sinoptic și figura 2*b* se mai constată că, indiferent de poziția reazemului intermediar,:

$$M_{12max}<|M_2|>M_{23max},$$

adică momentul încovoietor din dreptul reazemului intermediar, în valoare absolută, este moment maxim maximorum în deschiderea *1*.

Urmează că pentru dimensionarea sau verificarea grinzilor este suficient a se considera momentul încovoietor din dreptul reazemului intermediar, punct în care grinda este cea mai expusă ruperii.

4. Varianta cea mai economică a susținerii cu grinzi fără consolă pe trei reazeme este cea cu reazemul intermediar plasat la mijlocul grinzii ($k=0{,}5$), punct în care M_2, în valoare absolută, trece prin minim (fig. 2*b*, 3*d*).

5. Ținînd cont de momentul încovoietor maxim la grinzile fără consolă, pe două reazeme, încărcate cu sarcini repartizate parabolic [1]:

$$M_{max}=\frac{5}{32}Pl$$

și de valorile:

$$M_2(0{,}376)=\frac{1}{2}\,0{,}0862\ Pl\geqslant M_2\left(\frac{a}{l}\right)\geqslant$$

$$\geqslant\frac{1}{2}\,0{,}0687\ Pl=M_2(0{,}500),$$

---

[1] În cazul $0<\frac{a}{l}\leqslant 0{,}376$ și $0{,}624\leqslant\frac{a}{l}<1$, unele reacții din reazemele extreme sînt nepozitive, astfel:

$\frac{a}{l}=0{,}376$, capătul *1* al grinzii este în echilibru fără forțe exterioare aplicate la acest capăt, $R_1=0$

$0<\frac{a}{l}<0{,}376$, capătul *1* al grinzii se sprijină de tavan, $R_1<0$

$\frac{a}{l}=0{,}624$, capătul *3* al grinzii este în echilibru fără forțe exterioare aplicate la acest capăt, $R_3=0$.

$0{,}624<\frac{a}{l}<1$, capătul *3* al grinzii se sprijină de tavan $R_3<0$,

În toate aceste cazuri, reazemul extrem, cu reacția nepozitivă, este inutil, sarcina parabolică și cea concentrată (reacția tavanului) urmînd a fi preluate de celelalte două reazeme.

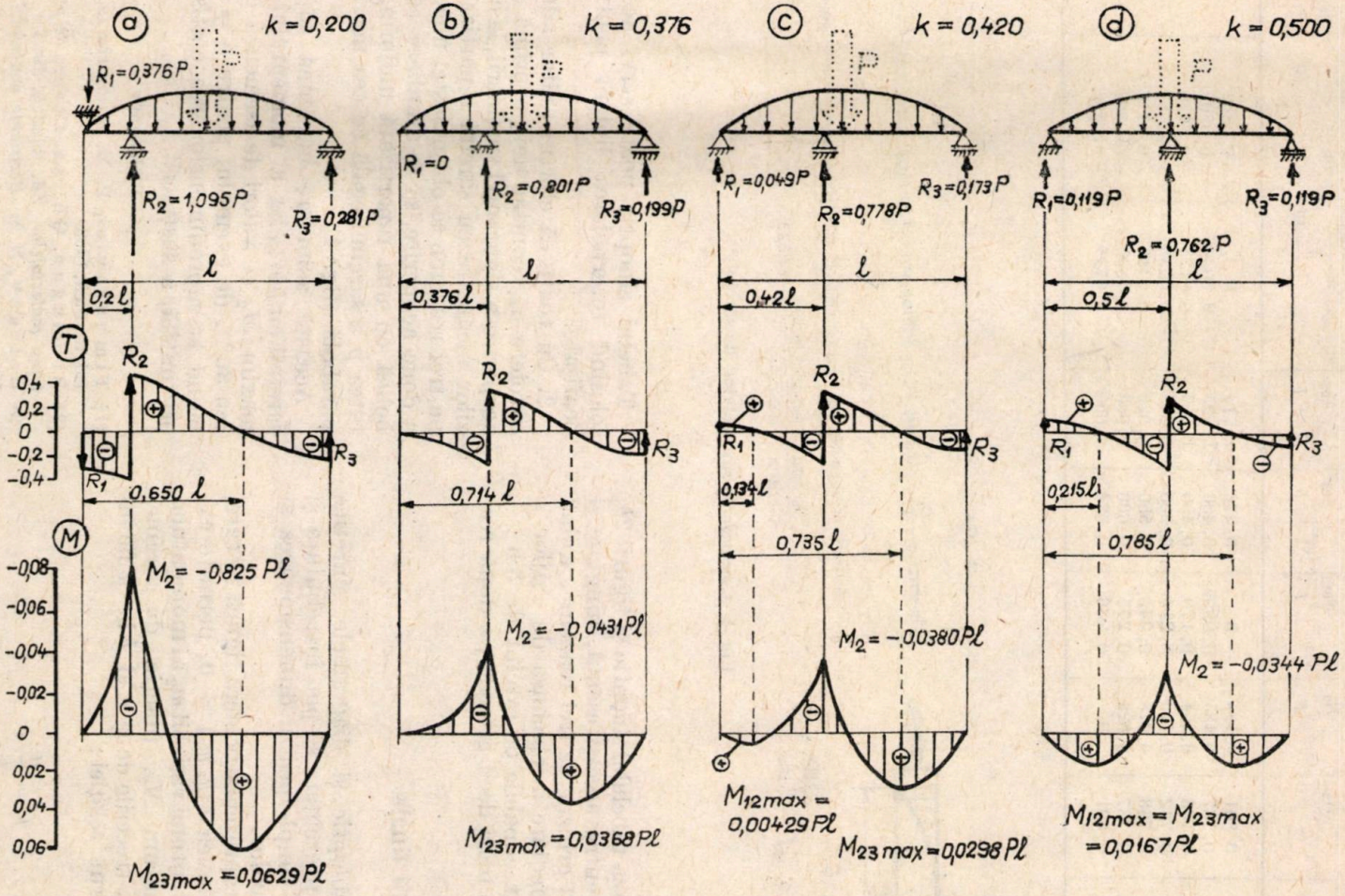
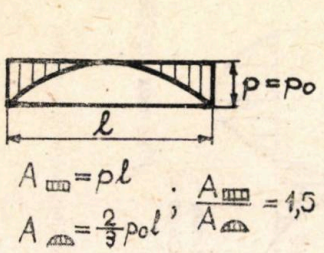


Fig. 3. Sarcini și eforturi la diferite poziții ale reazemului intermediar, respectiv valori ale parametrului $k = \frac{a}{l}$

Parametrii sintetici de rezistență în domeniul tuturor reacțiilor nenegative ($r_1, r_2, r_3 \geqslant 0$)

Poziția reazemului intermediar	Reacțiile reazemelor			Prezența secției cu moment încovoietor maxim			Momente încovoietoare maxime		
$k=\frac{a}{l}$	$r_1=\frac{R_1}{P}$	$r_2=\frac{R_2}{P}$	$r_3=\frac{R_3}{P}$	$z_{012}=\frac{x_{012}}{l}$	$z_{02}=\frac{x_{02}}{l}$	$z_{023}=\frac{x_{023}}{l}$	$m_{12\,max}=\frac{M_{12max}}{\frac{1}{2}Pl}$	$m_2=\frac{M_2}{\frac{1}{2}Pl}$	$m_{23\,max}=\frac{M_{23\,max}}{\frac{1}{2}Pl}$
0,376	0	0,801	0,199	0	0,376	0,714	0	−0,0862	0,0737
0,400	0,028	0,787	0,185	0,0995	0,400	0,725	0,00366	−0,0802	0,0660
0,450	0,078	0,768	0,154	0,170	0,450	0,752	0,0173	−0,0716	0,0498
0,500	0,119	0,762	0,119	0,215	0,500	0,785	0,0333	−0,0687	0,0333
0,550	0,154	0,768	0,078	0,248	0,550	0,829	0,0498	−0,0716	0,0173
0,600	0,185	0,787	0,028	0,275	0,600	0,900	0,0660	−0,0802	0,00366
0,624	0,199	0,801	0	0,286	0,624	1,000	0,0737	−0,0862	0



La $a=\frac{l}{2}$ >

$M_{2\,▭} = -\frac{Pl}{32} = -0{,}0312\ Pl$ (Mocanu: Rez. Mat. pag. 370.)

$M_{2\,△} = -0{,}0344\ Pl$ (Fig. 3d)

Avînd în vedere că $P_{▭} = 1{,}5\ P_{△}$ (conform fig. 4) se deduce

$$\frac{M_{2\,▭}}{M_{2\,△}} = \frac{-0{,}0312\,(1{,}5\,P)l}{-0{,}0344\,Pl} = 1{,}363$$

Fig. 4. Compararea suprafețelor de sarcini

exprimate în baza tabelului sinoptic și figurii 2*b*, se deduce că pentru aceeași esență, lungime și secțiune (profil) grinzile pe trei reazeme, avînd reazeme intermediare în cincimea de mijloc a deschiderii, sînt capabile de sarcini de 3,6 ... ... 4,5 ori mai mari decît grinzile pe două reazeme.

III. Observații finale

1. Tabelul sinoptic și diagramele sintetice demonstrative prezentate se pot întrebuința și ca nomograme simple pentru dimensionarea și verificarea grinzilor.

Un exemplu reprezentativ oferă figura 2*b* care, ilustrînd conexiunea $F(k, m_2) = 0$, permite exprimarea coeficientului variabil m_2 al momentului maxim maximorum M_2, funcție de parametrul k și invers, trecerile de la a și l la k făcîndu-se cu ajutorul relației:

$$k = \frac{a}{l},$$

iar de la m_2 la M_2 cu formula:

$$M_2 = \frac{1}{2}\, m_2 Pl.$$

Tabelul sinoptic poate servi aceluiași scop, folosind interpolarea liniară pentru valori k neafișate.

2. Cu toate că efortul unitar admisibil la încovoiere σ_{ai} conține deja o primă și suficientă acoperire a siguranței susținerii, la calculul grinzilor încărcate cu sarcini repartizate parabolic pe trei reazeme se obișnuiește, uneori, pentru o a doua acoperire, să se asimileze sarcina parabolică cu una repartizată uniform, cu intensitatea p a sarcinii egală cu cea maximă p_0 de la parabolă (fig. 4).

Această asimilare înseamnă supraestimarea sarcinii cu 50%, iar a momentului încovoietor maxim M_2 cu valori de asemenea considerabile (cu 36%, de exemplu, pentru $a = 1/2$), contribuind la supradimensionarea costisitoare, uneori inutilă, a susținerii.

Bibliografie

[1] Timbarevici, P. M. *Susținerea lucrărilor miniere.* Ed. tehnică, 1953

[2] Buzdugan, Gh. ș.a. *Culegere de probleme de rezistența materialelor.* Ed. tehnică, 1955.

[3] Beleaev, N. M. *Rezistența materialelor.* Ed. tehnică, 1956

[4] Stamatiu, M. *Mecanica rocilor.* Ed. didactică și pedagogică, 1962

[5] Stanciu, P. M. *Îndrumător în săparea și susținerea lucrărilor miniere.* Ed. tehnică, 1979.

[6] Mocanu, D.R. *Rezistența materialelor.* Ed. tehnică, 1980

[7] Rogai, E. *Tabele și formule matematice.* Ed. tehnică, 1979.

Urmărirea factorilor de tolerare a densității fluidului de foraj

Dr. ing. **Gr. Tatu**
I.C.P.P.G. Cîmpina

I. Introducere

În procesul de conducere a forajului sondelor se aplică curent un program al fluidului de foraj care stabilește tipul fluidului respectiv pentru fiecare interval de gaură de sondă și caracteristicile lui fizice și reologice [1; 2]. Acest program al fluidului de foraj are în vedere prevenirea instabilității pereților găurii de sondă, ținerea în respect a fluidelor existente în porii și fisurile rocilor traversate, precum și prevenirea fisurării rocilor din coloana stratigrafică deschisă, respectiv a pietrei de ciment din zona șiului ultimei coloane tubate și cimentate.

La stabilirea densității fluidului de foraj, cînd se elaborează programele de foraj și proiectele tehnologice ale sondelor, ca și în procesul de conducere a forajului sondelor, trebuie avute în vedere și valorile recomandate și minimum admisibile pentru factorii de tolerare a densității.

Prin factor de tolerare a densității se înțelege valoarea diferenței dintre densitatea echivalentă presiunii admisibile pe formațiunea geologică cea mai puțin rezistentă la fisurare și densitatea reală a fluidului de foraj, în condițiile în care sînt avute în vedere: presiunea din pori pentru fiecare formațiune, presiunea de testare a coloanei tubate și volume de fluid din strate, pătrunse în gaura de sondă [3].

II. Scurtă caracterizare a stării curente a găurii de sondă în timpul forajului

Conducerea procesului de foraj sub șiul unei coloane tubate și cimentate trebuie să aibă în vedere:

— reactualizarea imaginii geologice pentru intervalul de gaură ce trebuie realizată în continuare;

— echiparea corespunzătoare a capului de coloană și asigurarea cu instalație de prevenire;

— executarea cu multă atenție a testelor de integritate a coloanei tubate și cimentate.

În raport cu imaginea geologică reactualizată este necesară și caracterizarea distribuției gradienților presiunii din pori și presiunii de fisurare a rocilor și, respectiv, informații pe pachete relativ omogene cu privire la permeabilitatea rocilor și dificultățile posibile în timpul forajului (fig. 1).

Pentru continuarea forajului, operatorul trebuie să aibă la îndemînă, în mod permanent, caracterizarea complexă a coloanei stratigrafice estimată și care urmează să fie traversată prin foraj.

În timpul procesului de foraj se urmărește menținerea caracteristicilor fluidului de foraj la nivelul programat și trebuie să se măsoare, în mod curent, densitatea fluidului ieșit din

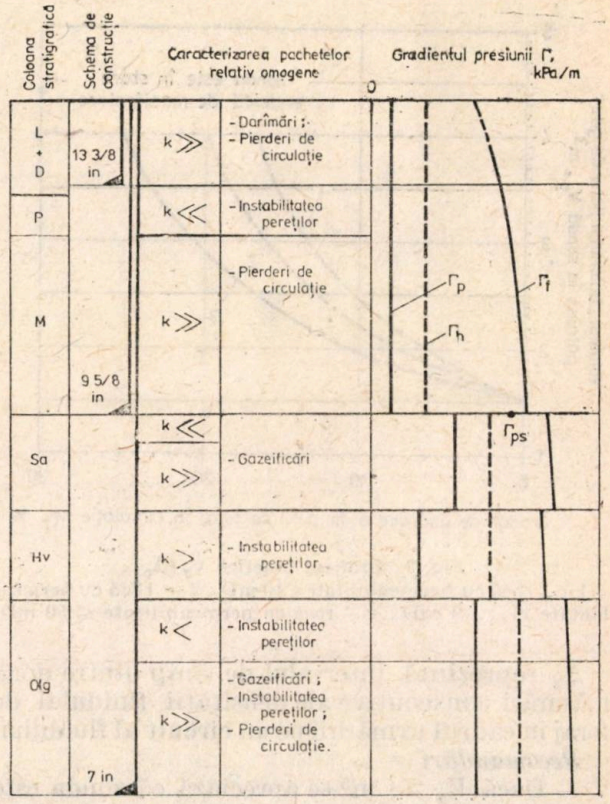


Fig. 1. Elemente ale caracterizării complexe urmărite la sonda în foraj:

k — permeabilitatea; L; D; P; M; Sa; Hv; Olg — formațiuni geologice; Γ_p — gradientul presiunii în pori; Γ_f — gradientul presiunii de fisurare; Γ_h — gradientul hidrostatic al fluidului de foraj programat.

sondă ρ'_{fi}, care se compară cu densitatea fluidului pompat în sondă ρ_{fi}. Această comparație se realizează cînd se constată ușurări ale fluidului pe un circuit al fluidului, astfel:

- se determină valoarea medie ponderată a densității fluidului pompat în sondă:

$$\bar{\rho}_f = \frac{\Sigma(\rho_{fi} \cdot \Delta t_i)}{\Sigma \Delta t_i}, \text{ kg/m}^3;$$

- se determină valoarea medie ponderată a densității fluidului ieșit din sondă:

$$\bar{\rho}'_f = \frac{\Sigma(\rho'_{fi} \Delta t_i)}{\Sigma \Delta t_i}, \text{ kg/m}^3;$$

• se calculează gradul de ușurare a fluidului de foraj în circulație:

$$\Delta\rho = \frac{\bar{\rho}_f - \bar{\rho}'_f}{\bar{\rho}_f} \cdot 100, \%;$$

• în funcție de valoarea pentru $\Delta\rho$ se caracterizează volumul unui „balon fictiv de gaz" care a pătruns în gaura de sondă, V_g (fig. 2).

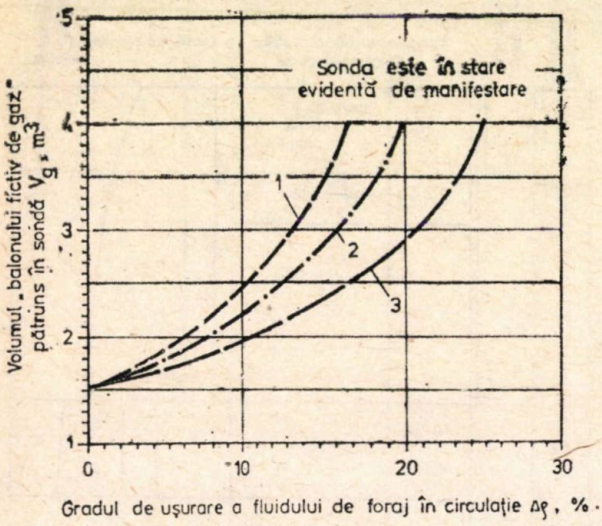


Fig. 2. Graficul funcției $V_g(\Delta_\rho)$:
1 — rocă cu permeabilitate ≤ 10 mD; 2 — rocă cu permeabilitate 11...49 mD; 3 — rocă cu permeabilitate ≤ 50 mD.

Δ_{ti} reprezintă intervalul de timp dintre două măsurări consecutive ale densității fluidului de foraj în cadrul urmăririi pe un circuit al fluidului.

Recomandări

— Dacă $V_g \geq 4$ m³ se apreciază că sonda este în stare de manifestare eruptivă și este abordată ca atare.

— La proiectarea programului de forare a unei sonde trebuie să se considere $V_{g\,max} \leq 4$ m³.

Ușurarea fluidului de foraj, indiferent că se datorează gazeificării fluidului sau pătrunderii apelor din formațiunile traversate, se consideră ca fiind echivalentă unui volum de gaz sub forma unui „balon fictiv".

Folosind recomandările prezentate de literatura de specialitate cu privire la valorile pentru V_g [3], în figura 2 este evidențiată o estimare propusă pentru dependența $V_g = f(\Delta\rho)$.

Se recomandă că volumul „balonului fictiv de gaz" pătruns în gaura de sondă nu trebuie să depășească 4 m³, în condițiile din gaura de sondă, și este semnificativ cînd are o valoare de peste 1,6 m³[3].

Factorul de tolerare a densității fluidului de foraj are în vedere gradientul presiunii de probare a ultimei coloane tubate și cimentate Γ_{ps}. Dacă la momentul curent din timpul forajului nu se mai poate pune bază pe testul de integritate a coloanei, se consideră, pentru calculul presiunii admisibile la șiul coloanei, o valoare echivalentă a densității $\bar{\rho}_f^*$ dată de relația [3]:

$$\bar{\rho}_f^* = \rho_f + 60, \text{ kg/m}^3,$$

unde ρ_f [kg/m³] reprezintă densitatea fluidului de foraj programat pentru continuarea forajului, adică existent în momentul curent în spațiul inelar dintre garnitura de foraj și gaura de sondă.

În funcție de presiunea admisibilă la șiul coloanei tubate și cimentate se determină valoarea admisibilă a presiunii de închidere de la gura sondei, presiune care trebuie să fie — în mod obligatoriu — inferioară presiunii de lucru a instalației de prevenire și, respectiv, a capului de coloană.

În condițiile realizării manevrelor de extragere, este necesar a fi avute în vedere descărcările de presiune posibile și un factor de asigurare. Pentru calculul descărcărilor de presiune se impun atenției caracteristicile reologice ale fluidului de foraj și jocul radial existent între exteriorul garniturii de foraj și pereții găurii de sondă [1; 2; 3], însă pentru calcule rapide, practice, se recomandă relația:

$$K_m \simeq \frac{4 \cdot \tau_0}{(D_s - D_{pg})}, \text{ kg/m}^3,$$

în care:

τ_0 este tensiunea dinamică de forfecare a fluidului de foraj, Pa;

D_s, D_{pg} — diametrul sapei, respectiv, diametrul exterior al prăjinilor grele de foraj, mm.

Cînd τ_0 este dat în [lbf/100ft²] — unitate folosită curent în practica caracterizării fluidelor de foraj — pentru determinarea valorii factorului K_m se folosește relația:

$$K_m \simeq \frac{192 \cdot \tau_0}{(D_s - D_{pg})}, \text{ kg/m}^3.$$

Pentru factorul de acoperire, ținînd seama de precizările din lucrarea [3], care prevede:

— pentru coloana de ghidaj, de 16 in, f_a = = 225 kPa;

— pentru coloana de ancoraj de 13 3/8 in, f_a = 345 kPa;

— pentru coloane tehnice de 9 5/8 in, f_a = = 690 kPa;

se recomandă dependența $f_a = f(D_c)$, prezentată în figura 3.

Pentru a considera că procesul de foraj se desfășoară în siguranță corespunzătoare sînt recomandate următoarele două condiții:

• pentru timpul forajului $K_{tf} > 0$,

$K_{tf} = K_p - f_p - 10$, kg/m³;

• pentru timpul manevrelor de extragere $K_{tm} > 0$,

$$K_{tm} = K_\rho - f_\rho - K_m, \text{ kg/m}^3;$$

K_{tf} și K_{tm} reprezentînd valorile factorului total de tolerare a densității fluidului de foraj.

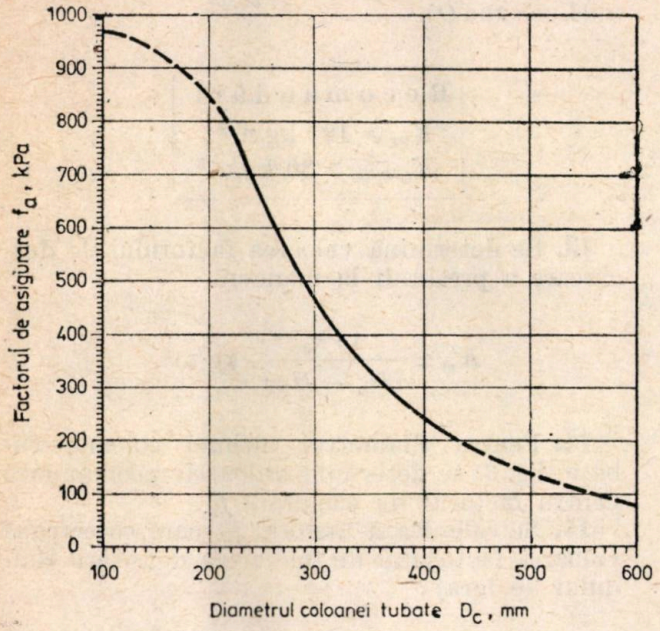


Fig. 3. Graficul funcției $f_a(D_c)$

În condițiile manevrei de introducere a garniturii de foraj, în scopul prevenirii fisurării rocilor din coloana stratigrafică deschisă, este necesar a verifica îndeplinirea condiției:

$$K_\rho^* > 300 \text{ kg/m}^3,$$

unde:

$$K_\rho^* \simeq 102 \cdot \Gamma_f - \bar{\rho} - K_m, \quad \text{kg/m}^3$$

iar Γ_f[kPa/m] este cea mai mică valoare a gradientului de fisurare din zona de gaură deschisă (fig. 1).

III. Model procedural-calculatoriu pentru determinarea factorilor de tolerare a densității fluidului de foraj

1. Se precizează situația sondei prin următoarele date.

— Ultima coloană tubată:
- diametrul coloanei D_c, mm;
- adîncimea de tubaj H_c, m;
- condițiile de efectuare a probelor de integritate a coloanei ρ_p—densitatea fluidului; p_p — presiunea de probă, kPa).

— Diametrul sapei D_s, mm.

— Diametrul exterior al prăjinilor grele de foraj D_{pg}, mm.

— Diametrul exterior al prăjinilor de foraj D_{pf}, mm.

— Densitatea medie a fluidului de foraj pompat în sondă $\bar{\rho}_f$, kg/dm³, și respectiv gradul de ușurare $\Delta\rho$, %.

— Caracteristicile reologice ale fluidului de foraj (τ_0[Pa], η_{pl} etc.).

— Presiunea de lucru a instalației de prevenire p_{ip}, kPa.

2. Se precizează valoarea testului de integritate a coloanei la nivelul șiului:

$$p_{ps} = \Gamma_{ps} \cdot H_c, \text{ kPa}$$

sau, cînd testul de integritate nu mai este concludent:

$$p_{ps} \simeq 9{,}81 \cdot 10^{-3} \cdot \bar{\rho}_f^* H_c, \text{ kPa}.$$

În funcție de densitatea fluidului de probă ρ_p și presiunea de probă p_p, valoarea pentru p_{ps} se calculează cu relația:

$$p_{ps} = 9{,}81 \cdot 10^{-3} \cdot \rho_p \cdot H_c + p_p, \text{ kPa}.$$

3. Se calculează presiunea la șiul coloanei, determinată de coloana hidrostatică a fluidului de foraj:

$$p_{hs} = 9{,}81 \cdot 10^{-3} \cdot \rho_f H_c, \text{ kPa}.$$

4. Se calculează valoarea admisibillă pentru presiunea de închidere la gura sondei:

$$p_{as} = p_{ps} - p_{hs}, \text{ kPa}.$$

5. Se compară p_{as} cu p_{ip}:

— dacă $p_{as} \geqslant p_{ip} \Rightarrow p'_{as} = p_{ip}$;

— dacă $p_{as} < p_{ip} \Rightarrow p'_{as} = p_{as}$.

6. Se calculează înălțimea „balonului fictiv de gaz" astfel:

• se determină înălțimea specifică în dreptul prăjinilor grele de foraj:

$$V_{pg} = \frac{1{,}27 \cdot 10^6}{(D_s^2 - D_{dg}^2)}, \text{ m/m}^3;$$

• se determină înălțimea specifică în dreptul tronsonului inferior al prăjinilor de foraj:

$$V_{pf} = \frac{1{,}27 \cdot 10^6}{(D_s^2 - D_{pf}^2)}, \text{ m/m}^3;$$

• se calculează înălțimea „balonului fictiv de gaz" în dreptul prăjinilor grele :

$$h'_g = V_g \cdot v_{pg}, \text{ m},$$

unde :

$V_g = f(\Delta\rho)$ se determină din figura 2

și dacă :

$$h'_g \leqslant L_{pg} \Rightarrow h_g = h'_g;$$

$$h_g > L_{pg} \Rightarrow V_{gpg} = \frac{L_{pg}}{v_{pg}};$$

$$V_{gpf} = V_g - V_{gpg};$$

$$h''_g = V_{gpf} \cdot v_{pf}, \text{ m};$$

$$h'''_g = L_{pg} + h''_g, \text{ m};$$

$$h_g = h'''_g.$$

Recomandare
$h_g \leqslant H - H_c$

7. Se calculează înălțimea coloanei hidrostatice a fluidului de foraj :

$$h_f = H - h_g, \text{ m}.$$

8. Se calculează presiunea hidrostatică dată de coloana de fluid de foraj din spațiul inelar :

$$p_{hf} = 9{,}81 \cdot 10^{-3} \rho_f \cdot h_f, \text{ kPa}.$$

9. Se calculează valoarea presiunii acceptabile pe formațiune :

$$p_{af} = p_{hf} + p_{as}, \quad \text{kPa}.$$

10. Se determină densitatea fluidului, echivalentă presiunii p_{af} :

$$\bar{\rho} = 102 \frac{p_{af}}{H}, \text{ kg/m}^3.$$

11. Se determină valoarea factorului de tolerare a densității :

$$K_\rho = \bar{\rho} - \rho_f, \quad \text{kg/m}^3.$$

12. Se compară K_ρ determinat cu valoarea recomandată $K_{\rho r}$, și anume :

• dacă $K_\rho \geqslant K_{\rho r}$ — se continuă forajul C;
• dacă $K_\rho < K_{\rho r}$ — se impune o analiză de detaliu pentru a hotărî asupra condițiilor de continuare a forajului A ;
• dacă $K_\rho \rightarrow K_\rho$ limită — se recomandă oprirea forajului și pregătirea sondei pentru închiderea zonei deschise (tubarea și cimentarea unei coloane O).

Recomandări
$K_{\rho r} \geqslant 120$ kg/m^3 ;
$K_{\rho \text{ limită}} \geqslant 30$ kg/m^3

13. Se determină valoarea factorului de descărcare a presiunii la manevră :

$$K_m \simeq \frac{4 \cdot \tau_0}{(D_s - D_{pg})}, \text{ kg/m}^3.$$

14. Pentru diametrul ultimei coloane tubate (fig. 3) se determină valoarea recomandată pentru factorul de asigurare f_a .

15. Se calculează factorul f_ρ care corectează valoarea factorului de tolerare a densității fluidului de foraj :

$$f_\rho \simeq \frac{102 \cdot f_a}{H}, \quad \text{kg/m}^3.$$

16. Se determină valoarea factorului total de tolerare a densității fluidului de foraj :
— în timpul forajului :

$$K_{tf} = K_\rho - f_\rho - 10, \text{ kg/m}^3;$$

— în timpul manevrelor de extragere :

$$K_{tm} = K_\rho - f_\rho - K_m, \text{ kg/m}^3.$$

Recomandare
$K_{tf,m} > 0$

17. Se calculează valoarea factorului de tolerare a densității la manevra de introducere a garniturii de foraj :

$$K^*_\rho \simeq 102 \cdot \Gamma_f - \bar{\rho} - K_m, \text{ kg/m}^3.$$

18. Se interpretează valoarea obținută pentru K^*_ρ :

Recomandare
$K^*_\rho \geqslant 300$ kg/m^3

• dacă $K_\rho^* \geq 300$, se poate continua forajul;
• dacă $K_\rho^* < 300$, se impune analizarea situației sondei.

Observații finale

— Urmărirea variației valorice a factorilor K_ρ^*, $K_{tf,m}$ și, respectiv, K_ρ^* în funcție de adîncimea curentă de foraj, trasarea grafică a acestor funcții va permite sesizarea, cu mai multă ușurință, a situațiilor dificile care pot determina manifestarea eruptivă a sondei și pot fi stabilite rapid, și cu o mai mare siguranță, măsurile ce se impun (fig. 4).

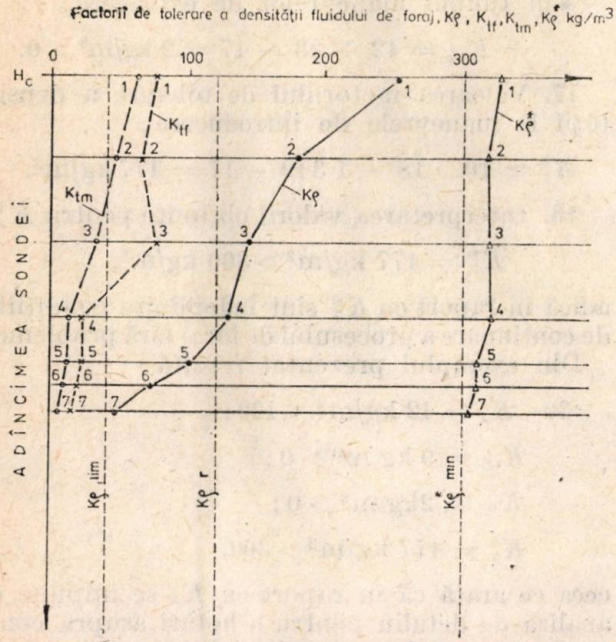


Fig. 4. Modul de reprezentare a factorilor de tolerare a densității fluidului de foraj

— Înregistrarea comportării sondei în foraj, în paralel cu caracterizarea prin K_ρ, $K_{tf,m}$ și K_ρ^*, va permite adunarea materialului faptic necesar îmbunătățirii procesului de conducere în și mai mare siguranță a forajului sondelor de petrol și gaze.

O situație normală de foraj în siguranță se caracterizează prin îndeplinirea, în mod simultan, a tuturor recomandărilor (condițiilor) pentru K_ρ, $K_{tf,m}$ și K_ρ^*.

În raport cu situația rezultată se consideră următoarele posibilități:

• continuarea forajului (simbol C);
• executarea unei analize de detaliu pentru stabilirea programului de continuare sau nu a forajului (simbol A);
• oprirea forajului și pregătirea sondei în vederea consolidării intervalului forat (simbol O).

IV. Exemplu de aplicare a modelului procedural-calculatoriu

1. Se caracterizează situația curentă a sondei:

— Ultima coloană tubată: $D_c = 13^3/_8$ in;
$H_c = 1\,000$ m.

— Proba de integritate a coloanei tubată și cimentată:

$$\rho_p \simeq 1\,000 \text{ kg/m}^3 \text{ (apă tehnică)};$$

$$p_p = 5\,000 \text{ Pa}.$$

— Diametrul sapei, $D_s = 311{,}2$ mm.
— Diametrul prăjinilor grele de foraj, $D_{pj} = 7\ ^3/_4$ in (197 mm)
— Diametrul prăjinilor de foraj, $D_{pf} = 5$ in (127 mm).
— Presiunea de lucru a instalației de prevenire:

$$p_{ip} = 30\,000 \text{ kPa}.$$

— Densitatea fluidului, medie, pe un circuit:
• la intrare, $\rho_f = 1\,300$ kg/m³;
• la ieșire, $\rho_f' = 1\,280$ kg/m³.
— Caracteristicile reologice ale fluidului de foraj:

$$\tau_0 = 10 \text{ lbf/100 ft}^2.$$

— Gradul de ușurare a fluidului de foraj:

$$\Delta\rho = 3{,}5\%.$$

2. Coloana a fost probată la 5 000 kPa cu apă ($\rho_a \simeq 1\,000$ kg/m³) și rezultă presiunea de probă la șiu:

$$p_{ps} = 5\,000 + 9{,}81 \cdot 10^{-3} \cdot 1\,000 \cdot 1\,000 = 13\,810 \text{ kPa}.$$

3. Valoarea presiunii hidrostatice la șiu, cu fluidul de foraj cu care se continuă forajul:

$$p_{hs} = 9{,}81 \cdot 10^{-3} \cdot 1\,300 \cdot 1\,000 = 12\,753 \text{ kPa}.$$

4. Valoarea presiunii admisibile la închiderea sondei:

$$p_{as} = 13\,810 - 12\,753 = 1\,057 \text{ kPa}.$$

5. Comparînd $p_{as} = 1\,057$ kPa cu $p_{p}' = 30\,000$ kPa, rezultă:

$$p_{as} < p_{ip} \Rightarrow p_{as}' = p_{as}.$$

6. Admițînd $V_g = 1{,}6$ m³ și calculînd:

$$v_{pg} = \frac{1{,}27 \cdot 10^6}{(311{,}2^2 - 197^2)} = 21{,}88 \text{ m/m}^3,$$

rezultă:

$$h_g = 1{,}6 \cdot 21{,}88 \simeq 35 \text{ m} < L_{p_s}.$$

Deci $h_g = h_g' = 35$ m.

7. Înălțimea coloanei de fluid de foraj rămas după pătrunderea „balonului fictiv de gaz" cu $V_g = 1{,}6$ m³ în gaura de sondă:

$$h_f = 1\,500 - 35 = 1\,465 \text{ m}.$$

8. Considerînd că „balonul fictiv de gaz" nu are densitate, se calculează presiunea coloanei

hidrostatice a fluidului de foraj din spațiul inelar:

$$p_{hf} = 9{,}81 \cdot 10^{-3} \cdot 1\,300 \cdot 1\,465 = 18\,683 \text{ kPa}.$$

9. Valoarea presiunii acceptabile pe formațiunea geologică la adîncimea de 1 500 m:

$$p_{af} = 18\,683 + 1\,057 = 19\,740 \text{ kPa}.$$

10. Densitatea fluidului, echivalentă presiunii acceptabile pe formațiunea geologică la adîncimea de 1 500 m:

$$\overline{\rho} = 102 . \frac{19\,740}{1\,500} = 1\,342 \text{ kg/m}^3.$$

11. Valoarea factorului de tolerare a densității fluidului de foraj cu care se lucrează $\rho_f = 1\,300$ kg/m³:

$$K_\rho = 1\,342 - 1\,300 = 42 \text{ kg/m}^3.$$

12. Compararea valorii obținută pentru $K_r = 42$ kg/m³ cu $K_{\rho r} \geq 120$ kg/m³, respectiv cu $K_{\rho \text{ limită}} \geq 30$ kg/m³.

Rezultă că:

$30 < K_\rho = 42 < 120$, adică sonda se află într-o situație în care se impune o analiză de detaliu pentru a hotărî asupra condițiilor de continuare a forajului.

13. Valoarea factorului de descărcare a presiunii la manevre de extragere:

$$K_m = \frac{192 \cdot 10}{(311{,}2 - 197)} \simeq 17 \text{ kg/m}^3.$$

14. Valoarea recomandată pentru factorul de asigurare f_a (fig. 3):

$$f_a = 345 \text{ kPa}.$$

15. Valoarea factorului f_ρ, care corectează valoarea factorului de olerare a densității fluidului de foraj:

$$f_\rho \simeq \frac{102 \cdot 345}{1\,500} \simeq 23 \text{ kg/m}^3.$$

16. Valoarea factorului total de tolerare a densității fluidului de foraj:

- în timpul forajului:

$$K_{tf} = 42 - 23 - 10 = 9 \text{ kg/m}^3 > 0;$$

- în timpul manevrelor de extragere:

$$K_{tm} = 42 - 23 - 17 = 2 \text{ kg/m}^3 > 0.$$

17. Valoarea factorului de tolerare a densității la manevrele de introducere:

$$K_\rho^* \simeq 102 \cdot 18 - 1\,342 - 17 = 477 \text{ kg/m}^3.$$

18. Interpretarea valorii obținute pentru K_ρ^*,

$$K_\rho^* = 477 \text{ kg/m}^3 > 300 \text{ kg/m}^3,$$

adică în raport cu K_ρ^* sînt îndeplinite condițiile de continuare a procesului de foraj fără probleme.

Din exemplul prezentat rezultă:

$$30 < K_\rho = 42 \text{ kg/m}^3 < 120;$$

$$K_{tf} = 9 \text{ kg/m}^3 > 0;$$

$$K_{tm} = 2 \text{ kg/m}^3 > 0;$$

$$K_\rho^* = 477 \text{ kg/m}^3 > 300,$$

ceea ce arată că în raport cu K_ρ se impune o analiză de detaliu pentru a hotărî asupra condițiilor de continuare a forajului.

Bibliografie

[1] Tatu, Gr. *Carnet tehnic. Forarea sondelor.* Ed. tehnică, București, 1983.

[2] Macovei, N. *Hidraulica forajului.* Ed. tehnică, București, 1982.

[3] Wilkie, I. D., Bernard, F. W. *Detecting and controlling abnormal pressure.* World Oil, July, 1981.

Asupra păstrării echilibrului ionic în injectarea apelor în zăcămînt

Prof. dr. ing. I. D. Pâreălăbescu
asist. ing. I. Nistor
Institutul de Petrol şi Gaze Ploieşti

Injectarea apelor în zăcămînt, în procesul exploatării zăcămintelor de ţiţei, şi a apelor „uzate", în exploatarea zăcămintelor de ape geotermale sînt tehnologii consacrate, care au dovedit eficienţă, dar practica injectării acestor ape a scos în evidenţă şi unele greutăţi [3 ; 16 ; 20 ; 21], principala fiind reducerea indicelui de receptivitate al colectorului în exploatare. Se impunea deci cercetarea, în continuare, a cauzelor care ar contribui la reducerea acestui indice de receptivitate. În acest scop s-a simulat în laborator procesul de injecţie, folosind mediul solid poros-permeabil al unui zăcămînt de hidrocarburi din panonianul zonei vestice şi apele de injecţie folosite în exploatarea zăcămîntului.

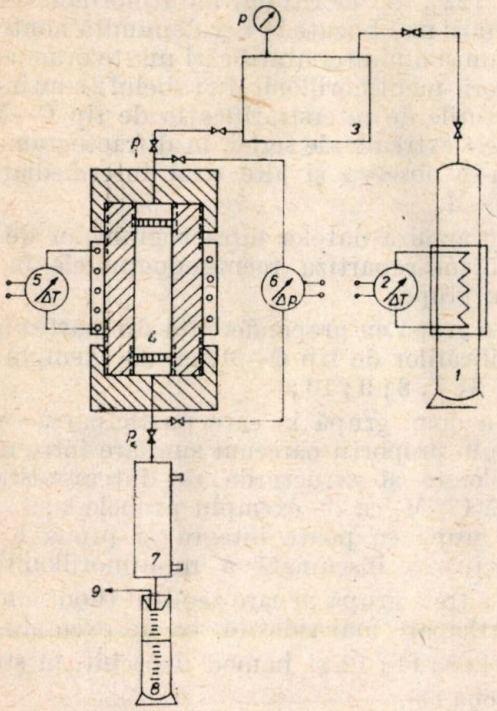


Fig. 1. Simulatorul: *1* — tub de presiune ; *2* — traductor de presiune ; *3* — rezervor pentru fluid ; *4* — reţinător de probe ; *5* — traductor de temperatură ; *6* — traductor de presiune ; *7* — refrigerent ; *8* — cilindru gradat ; *9* — tub de evacuare gaze.

Simulatorul de laborator (fig. 1), prin care s-a modelat filtrarea apelor mineralizate obţinute în condiţii de suprafaţă din apele de zăcămînt, prin mediul solid poros-permeabil real al zăcămîntului, se compune din : tubul de presiune *1*, controlat prin traductorul de presiune *2*, din rezervorul *3* în care se păstrează fluidele de filtrare sub presiune, din reţinătorul de probe *4*, controlat termic de traductorul de temperatură *5* ; cu ajutorul traductorului de presiune *6* se controlează căderea de presiune asupra probei, fluidele sînt apoi răcite în refrigerentul *7*, faza lichidă fiind colectată în cilindrul gradat *8*, iar gazele sînt evacuate prin conducta *9*.

Mediul solid poros-permeabil al zăcămîntului de ţiţei din panonian a fost analizat microstructural, în scopul cunoaşterii compoziţiei chimico-mineralogice, folosind analiza chimico-spectrală de emisie pentru determinarea elementelor chimice şi difracţia razelor *X* prin cristale, pentru identificarea reţelelor cristaline. Pentru

Analiza chimico-spectrală de emisie la probele netratate *Tabelul 1*

NR. CRT.	SONDA	Stratul	ADÎNCIMEA -m-	Elementele chimice: Si			Al	Ca	Na	Mg	Fe		Mn	Ni	Co	V	Cu	Ti	Ga	Ta	Pb	B
				λ=2532,4Å	λ=2568,8Å	λ=2577,1Å	λ=3050,1Å	λ=2721,6Å	λ=3302,9Å	λ=2915,5Å	λ=2980,4Å	λ=2631,5Å	λ=2933,1Å	λ=3050,8Å	λ=3459,5Å	λ=3185,4Å	λ=3274,0Å	λ=3186,5Å	λ=2943,6Å	λ=2933,6Å	λ=2833,1Å	λ=2496,8Å
				PARAMETRUL SPECTRAL $I_1 - I_1$																		
1	1150	d	980,0-980,2	12,1	4,6	-	6,1	11,3	5,3	2	3,9	1,6	5,1	2	-	8	8,2	8,1	1,2	1,5	2	4,8
2	1150	d	988,1-988,3	16,3	11,9	4,9	13,8	19,5	9,9	2,8	7,3	3,2	12,3	5,4	1,7	11,9	14,1	12,7	5,3	2,3	4,4	6,8
3	1150	d	987,8-987,9	6,8	-	-	5	20,9	7,2	2,7	6,3	3,4	8,9	3,7	2	12,7	14,7	12,2	1,7	-	2,2	5
4	1138	c	985,7-985,9	5,3	-	-	4	21,7	5,6	2	4,5	2,1	6,9	2,8	1,3	13,6	13,6	13	1,1	-	1,8	3,7
5	1158	d	982,8-983,2	5,3	-	-	2,9	18,8	7,3	2,1	3,3	2,2	4,9	2,3	1,2	6,2	18,3	5,6	1,4	-	2	4
6	1150	d	989,9-990,0	6,2	-	-	4	21,9	14,1	2,2	5,2	-	9,8	2,3	0,9	14,7	14,5	14,7	1,7	-	2	3,4
7	1158	d	978,8-979,0	8,1	1,5	-	6	22,2	5,8	3,2	7,3	2,2	12,4	3,9	2,4	15,2	16,3	14,9	1,7	-	1,1	7
8	64	b	963,6-964,5	6,7	-	-	5,4	23,1	7,1	1,7	4,3	-	7,6	2,2	1,6	17,2	15,5	15,2	1,7	-	1	1,7
9	1138	c	989,0-989,2	13,8	7,2	1,5	11,5	23,4	10,7	2,3	5,9	0,9	6,9	3,7	2,7	16,4	18,7	17,6	3,7	1,8	2,9	3,7
10	1122	d	991,8-991,9	15	8,8	1,7	12,3	23,6	8,8	2,7	6	1,4	6,6	8,3	2,5	16,6	16,7	16,8	3,8	3,1	2,1	3,8
11	1124	a	962,4-962,6	6,4	-	-	4,8	22,1	4,7	3	6	0,9	8,5	3,9	-	17,3	16	16,8	1,4	-	1,3	4,1
12	1158	d	978,3-978,5	2,7	-	-	1,9	2,2	2,4	1,3	2,1	-	6	1	-	17	10	14,7	-	-	-	1,1
Estimarea gradului de participare procentuală				3	10	30	30	10	1	10	3	10	0,03	0,03	0,01	0,03	0,03	0,03	0,03	0,03	0,03	0,03

a ne forma o imagine asupra alcătuirii microstructurale a colectorului petrolifer au fost selecționate 12 carote (tab. 1), aparținînd stratelor *a*, *b* și *d*.

Analiza chimico-spectrală de emisie, metoda semicantitativă, a fost executată după metodologiile preconizate în lucrările [2; 9; 14], la spectrograful cu rețea plană P.G.S. — 2 — Zeiss, datele pentru principalele elemente chimice, implicate în problematica abordată, fiind redate în tabelul 1. Prin prisma participării aluminiului și siliciului, alumino-silicații au o pondere ridicată [12; 14; 16], cazul probelor 2; 9 și 10, și o pondere medie, cazul probelor cu 10% Si; pentru celelelalte probe rămase, componenta silicatică apare mai redusă. În ceea ce privește gradul de participare a calciului se face supoziția lipsei calcitului, dar se evidențiază [14; 16; 21; 22] prezența zeoliților și a montmorillonitelor. Participarea sodiului, în gama indicată în tabelul 1, indică prezența zeoliților calcosodici și a montmorillonitelor. Magneziul, la gradul de participare, pune în evidență prezența cloritelor, susținută și de gradul de participare a fierului. Manganul, substituindu-se ușor cu fierul [18], explică participarea diferențiată a lui în carotele analizate. Referitor la participarea Ni, Co, V, Cu ea se asociază [13; 14; 16; 18] de participarea ridicată a alumino-silicaților în mediul solid analizat. Galiul, substituindu-se cu aluminiul [18], ilustrează participarea alumino-silicaților la nivelele menționate anterior. În ceea ce privește participarea Ti, Ta, Pb, B ea se asociază [21] de rocile eruptive ale fundamentului.

Rețelele cristaline care participă la alcătuirea mediului solid poros-permeabil sînt puse în evidență de analiza probelor prin difracția razelor X prin aceste cristale. S-au folosit metodologiile preconizate în lucrările [5; 11; 24; 25], difractogramele fiind prezentate în figurile 2 și 3. Din analiza seriilor de difracție a razelor X (tab. 2) rezultă că probele luate în cercetare sînt alcătuite dintr-un amestec de rețele cristaline aparținînd zeolitului calcosodic, varietatea thomsonit [22], ale cloritului, montmorillonitului și varietății mai bogate în fier denumită nontronit, precum și din interstratificări mixte ordonate de tip clorit-montmorillonit. În tabelul 2 s-au indicat structurile de interstratificație de tip C—M, la limitele extreme ale seriei, în difractograme putîndu-se observa și alte serii intermediare de tip C—M.

Din analiza datelor difractogramelor de raze X putem repartiza roentgenogramele în mai multe grupe:

— o grupă cu preponderență din partea interstratificărilor de tip C—M, ca de exemplu probele 3; 7; 8; 9; 10;

— a doua grupă în care participarea se împarte în proporții oarecum similare între montmorillonite și structurile de interstratificație mixtă C—M, ca de exemplu probele 1; 2; 5, în care grupă se poate integra și proba 6 prin participarea însemnată a montmorillonitului;

— a treia grupă în care zeolitul thomsonit are o participare mai ridicată, ca de exemplu probele 4; 8; 11; 12 și, în mod deosebit, în stratul *a* (proba 11).

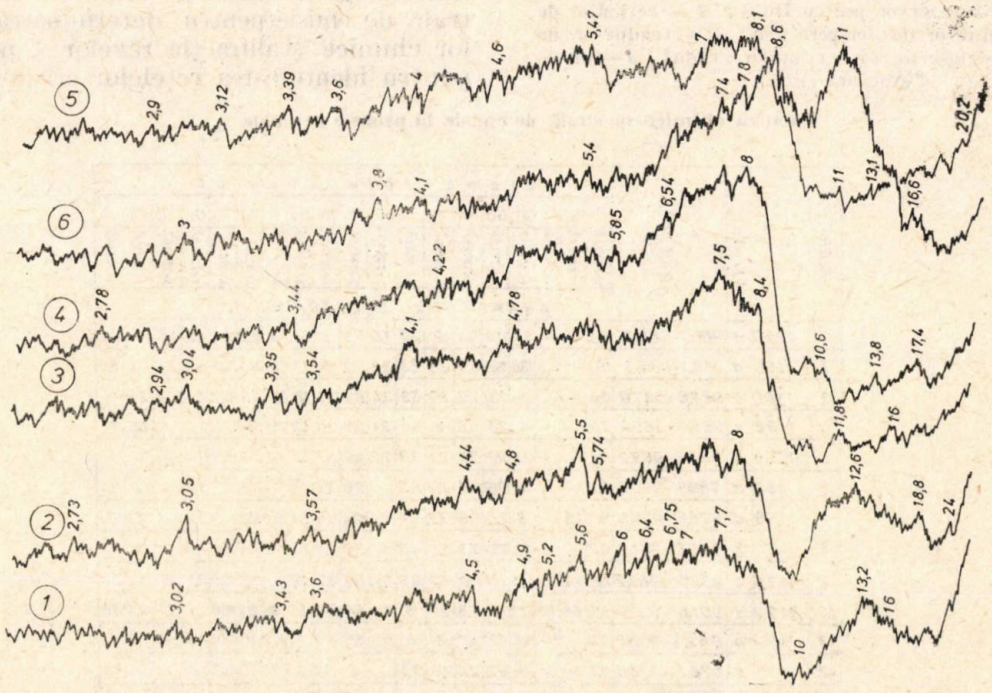


Fig. 2. Difractograme de raze X pentru probele netratate (*1—5*)

Aprecierile acestei distribuţii, ţinînd seama de partea teoretică a spectroscopiei cu raze X [1 : 5 ; 11 ; 24 ; 25], au fost făcute în baza parametrilor de difracţie indicaţi în tabelul 2, avînd în vedere că difractogramele au fost realizate toate cu aceiaşi parametri fizici la difractometru. Avînd în vedere considerentele teoretice ale difracţiei razelor X prin cristale, şi prin prisma alurei şi parametrilor de difracţie din tabelul 2, se poate concluziona că gradul de cristalinitate a particulelor nu apare prea ridicat, consecinţă a condiţiilor fizico-chimice din perioada petrodiagenezei [15 ; 17 ; 18 ; 19].

În lipsa pik-urilor caracteristice cuarţului şi în prezenţa doar a alumino-silicaţilor, participarea Si în gama a 30% este dată şi de prezenţa silicei [3 ; 4 ; 15 ; 21], care în difractograme dă un pik la 4,33 Å nu prea intens şi destul de lat, atunci cînd participarea silicei este însemnată (1/4 la 1/2 din masa analizată). Prezenţa

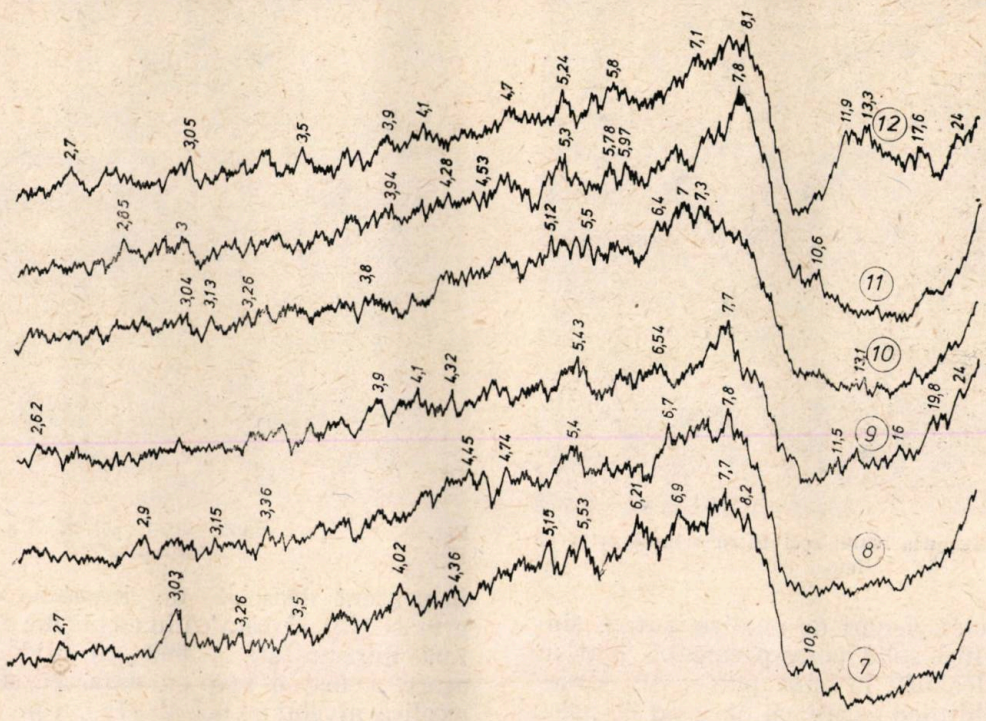


Fig. 3. Difractograme de raze X pentru probele netratate (7 — 12)

Serii de difracţie a razelor X la probele netratate *Tabelul 2*

C+M 14+18		C+M 14+10		NONTRONIT		MONTMORILLONIT $Al_2[OH)_2(Si_4O_{10})]mH_2O$		CLORIT $(MgFe)_{6-2x}(AlFe)_{2x}[OH]_8[Si_{4-x}Al_{2x}O_{10}]$		THOMSONIT $(Ca_4Na_2)[Al_{10}Si_{10}O_{40}]\,12\,H_2O$	
d/n	I	d/n	I	d/n	I	d/n	I	d/n	I	d/n	I
3,2	p										
		2,4	m								
1,6	m										
								1,4	60		
				13,3	100						
		1,2	m								
						1,1	100				
10,6	p										
8	m	8	fp							8	6
								7,08	100		
6,4	m										
		6	m								
										5,8	6
5,3	m					5,4	3				
		4,8	m								
4,6	m							4,68	30	4,67	8
				4,51	60						
										4,35	4
4,0	m	4,0	m							4,07	4
								3,52	50		
3,5	m			3,49	50					3,48	8
		3,4	m							3,3	8
3,2	m										
						3,17	37				
		3,0	m								
2,9	m										

m-mediu ; p-puternic ; f.p. - foarte puternic.

silicei este consecința condițiilor de geneză, bazinelor cu apă mai acidă și temperaturii ridicate în sistemele închise ale petrodiagenezei.

Prezența borului în apele de zăcământ [7], în gama 18—47 mg/l, subliniază prezența geotermalismului în zonă [21].

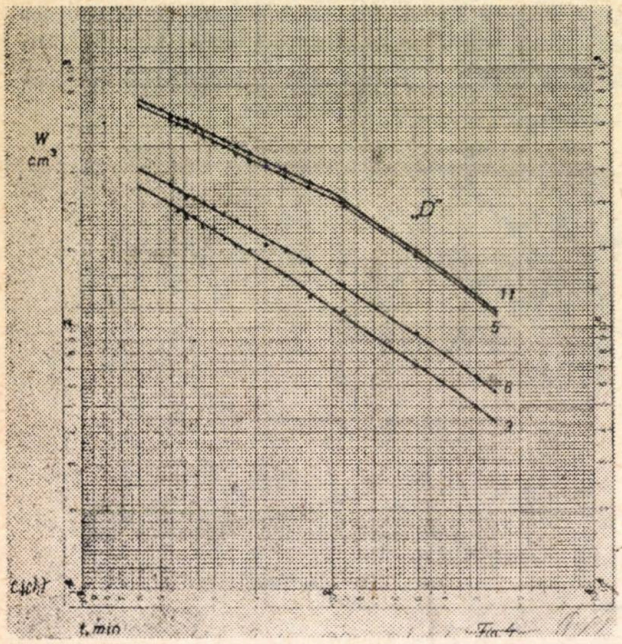


Fig. 4. Variația cumulativului apei filtrate în funcție de timp.

Din cele două genuri de analize putem sintetiza că mediul solid poros-permeabil luat în studiu este alcătuit, în bună parte, din structuri cristalo-chimice polare, cu un grad de polaritate ridicat, adus de rețeaua cristalină a montmorillonitului și a cloritului care umflă.

Numeroasele analize chimice [7] asupra elementelor chimice de participare majoră integrează apele din panonianul zăcămîntului analizat în tipul bicarbonat de sodiu, grupa cloruri, subgrupa sodiu, cu un grad de participare a NaCl destul de însemnat. Analizele scot în evidență participarea ridicată a bicarbonatului de sodiu și o participare nu neglijabilă a bicarbonatului de calciu, căruia îi urmează bicarbonatul de magneziu.

La începutul exploatării zăcămîntului reține atenția o măsurătoare de $pH = 6,7$, care ar sugera prezența în apa de zăcământ a dioxidului de carbon [6; 7; 10; 17; 20; 21]. Numeroasele analize ale gazelor de sondă [7] arată prezența dioxidului de carbon în procente însemnate, oscilînd între 30 și 66%, ceea ce permite supoziția că în prezent apele în zăcământ se află saturate cu dioxid de carbon, excesul trecînd în faza gazoasă a sistemului de hidrocarburi. Dacă se face apel la diagrama de solubilizare a CO_2-lui în apă, prezentată în lucrarea [20], rezultă că la presiunea de zăcământ în jur de 100 bar și la temperatura de 68—70°C cantitatea de dioxid de carbon solubilizat în apa minerealizată de zăcământ este destul de însemnată, depășind 22 m^3N/m^3. Avînd în vedere faptul că țițeiul inițial a fost saturat cu gaze, că în gazele de sondă participarea CO_2-lui este

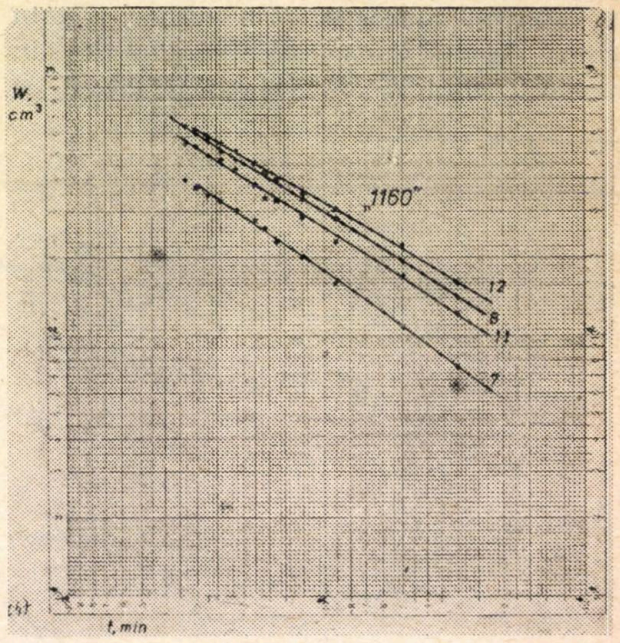


Fig. 5. Variația cumulativului apei filtrate în funcție de timp.

în prezent deosebit de însemnată [600—900 g/m^3N [7]), rezultă că în condițiile din zăcământ apa mineralizată a fost saturată cu CO_2, ca atare a fost o apă cu caracter slab acid, ce explică nivelul de 6,7 al pH-lui, pe care-l indica analiza anterior menționată.

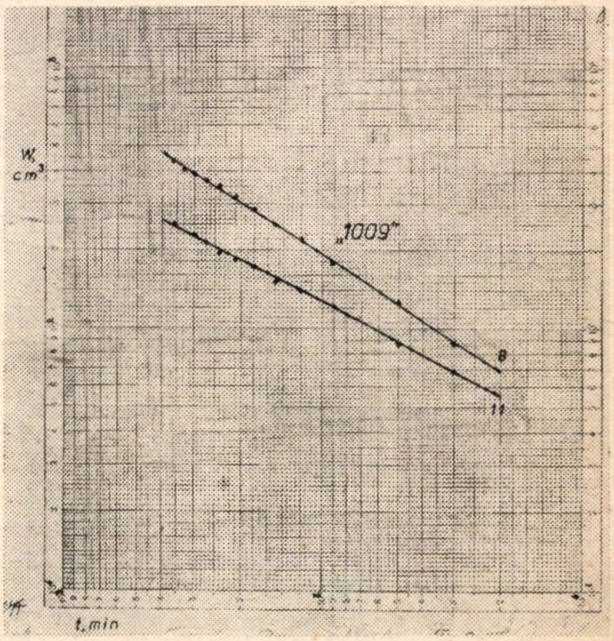


Fig. 6. Variația cumulativului apei filtrate în funcție de timp.

Prezența unei ape acide în condițiile inițiale de formare a zăcămîntului explică lipsa calcitului în mediul solid, fapt pentru care în difractogramele de raze X, anterior prezentate, nu a fost identificat calcitul, lipsa pik-ului caracteristic de la 3Å. O situație similară a fost întîlnită și într-unul din zăcămintele de apă geotermală din zonă [21].

Din aceste cauze fizico-chimice apele mineralizate de zăcămînt, analizate în condițiile sistemului deschis, aparțin tipului bicarbonat de sodiu, subgrupa sodiu, pentru că „la zi" apa din zăcămînt, pierzînd CO_2-ul, pierde și Ca prin precipitarea carbonatului de calciu, care rămîne în stațiile de separare și se poate depune și pe tuburile pe care se vehiculează apele mineralizate [20; 21]. Prin îndepărtarea Ca din apele de zăcămînt ale sistemului, „la zi", apele se „îmbogățesc" în Na, iar această apă discrepantă, față de apele din zăcămînt, va exercita o influență însemnată și în simulatorul din laborator, în procesul de modelare a filtrației acestor ape prin rocile reale ale zăcămîntului.

Pentru a nu complica structural și mai mult sistemul, apele de injecție obținute „la zi" au fost împinse prin probele din simulator de către azotul din tubul de presiune, azotul putînd fi considerat practic ca un mediu inert.

Experiențele s-au efectuat la temperatura de 40°C, la presiuni de intrare de 100 și 96 bar, cu căderi de presiune asupra probelor în gama de la 2 la 5 bar, așa cum indică datele din tabelul 3. S-a urmărit variația în timp a indicelui de receptivitate al probelor supuse experimentului, date ilustrate în figurile 4—6, și consemnate în tabelul 3.

Din analiza acestor reprezentări grafice și a datelor se poate reține că apele dintr-unul din depozitele zăcămîntului „mai bazice" (tab. 4), au avut influențe distincte față de apele din sondele 1 160 și 1 009, în sensul că apele din depozit determină o variație a indicilor de recep-

Condițiile filtrației *Tabelul 3*

Nr. probei	Tratată cu apă din ...	T, °C	p_i, bar	Δp, bar	ΔW_1, cm³	Δt_1, min	$\frac{\Delta W_1}{\Delta p \cdot \Delta t_1} = IR_1$, cm³/bar · min	ΔW_2, cm³	Δt_2, min	$\frac{\Delta W_2}{\Delta p \cdot \Delta t_2} = IR_2$, cm³/bar.min	$\frac{IR_1}{IR_2}$
3	Depozit	40	100	3	110	115	0,956	140	405	0,459	2,08
5	Depozit	40	100	3	163	60	2,176	330	360	0,916	2,96
8	Depozit	40	100	3	110	90	1,222	175	330	0,530	2,31
11	Depozit	40	100	3	178	60	2,966	340	360	0,944	3,14
7	Sonda 1 160	40	98	2	254	210	1,209	—	—	—	—
12	Sonda 1 160	40	98	2	450	270	1,666	—	—	—	—
8	Sonda 1 160	40	98	2	500	300	1,666	—	—	—	—
11	Sonda 1 160	40	98	2	410	270	1,518	—	—	—	—
8	Sonda 1 009	40	96	5	352	330	1,066	—	—	—	—
11	Sonda 1 009	40	96	5	141	240	0,587	—	—	—	—

Analize chimico-spectrale asupra probelor tratate și proprietățile apelor filtrate *Tabelul 4*

Tratată cu apă din...	Nr. crt. al probei	STRATUL	ELEMENTE CHIMICE																Densitatea -g/cm³-	pH-ul	Conductivitatea electrică -mS-
			Na		Ca			Mg		Fe		Si			Al						
			λ=3302,9 Å		λ=3179,3 Å	λ=2721,6 Å		λ=2778,3 Å	λ=2915,5 Å	λ=2479,8 Å	λ=2990,4 Å	λ=2532,4 Å			λ=3082,2 Å	λ=3050,1 Å					
			Parametrul spectral $I_1 - I_1$																		
			sare din apă	roca i.f.	d.f.	sare din apă	roca i.f.	d.f.	sare din apă	roca i.f.	d.f.	sare din apă	roca i.f.	d.f.	sare din apă	roca i.f.	d.f.	sare din apă	roca i.f.	d.f.			
D	-	-	∞	-		4,8	-		4,1	-		3,0	-		6,6	-		0,9	-		1,0129	8,6	19
D	3	„d"	∞	7,2	4,2	1,2	20,9	13,5	4,4	2,7	-	1,2	6,3	0,8	6,5	6,8	2,3	1,4	5,0	1,4	1,0134	8,6	19,2
D	5	„d"	∞	7,3	4,9	2,2	18,8	14,1	5,3	2,1	0,5	0,9	3,3	1,4	7,9	5,3	1,6	2,1	2,9	1,3	1,0134	8,5	18,9
D	8	„d"	∞	7,1	3,3	1,8	23,1	13,5	5,2	1,7	1,0	1,0	4,3	1,8	9,2	6,7	3,2	2,6	5,4	1,3	1,0142	8,8	19,3
D	11	„a"	∞	4,7	6,9	2,9	22,1	14,4	5,0	3,0	1,1	1,0	6,0	2,5	9,2	6,4	10,7	2,0	4,8	6,7	1,0129	8,5	19
1160	-	-	∞	-		5,0	-		5,1	-		6,7	-		8,7	-		4,0	-		1,0136	8,2	19,5
1160	7	„d"	∞	5,6	4,6	2,4	22,2	14,1	4,2	3,2	-	2,2	7,3	1,1	9,1	8,1	1,7	2,3	6,0	1,0	1,01344	8,5	19
1160	8	„b"	∞	7,1	5,1	3,4	23,1	14,1	4,1	1,7	0,9	1,1	4,3	2,5	8,8	6,7	5,3	2,2	5,4	2,2	1,0136	7,9	17,8
1160	11	„a"	∞	4,7	7,1	4,4	22,1	13,8	4,0	3,0	1,0	3,9	6,0	2,1	8,8	6,4	10,3	2,0	4,8	5,8	1,0135	8,1	19
1160	12	„d"	∞	2,4	5,8	3,6	22	13,6	2,3	1,3	0,9	0,7	2,1	2,1	9,2	2,7	2,6	1,2	1,9	1,4	1,01476	8,0	18,9
1009	-	-	∞	-		1,4	-		2,3	-		0,6	-		6,7	-		1,1	-		1,0139	7,5	19
1009	8	„b"	∞	7,1	7,2	1,2	23,1	14,3	1,5	1,7	2,0	0,9	4,3	2,7	6,9	6,7	5,9	0,7	5,4	2,8	1,0157	8,1	18,7
1009	11	„a"	∞	4,7	10,2	1,9	22,1	14,1	1,8	3,0	1,7	1,2	6,0	3,1	6,7	6,4	12,3	0,5	4,8	8,5	1,0132	8,1	18,9
Participarea procentuală			0,1-0,3			0,03-0,1	10		0,3	10		0,1-1,0	3,0		0,3			0,003	30				

D - depozit; i.f. - înainte de filtrare; d.f. - după filtrare.

tivitate în două trepte, în timp ce la celelalte ape, pentru aceleași probe, dependența cumulativului de apă în funcție de timp, în reprezentarea dublu logaritmică, este liniară. În condițiile în care filtrația s-a desfășurat la T, p și Δp = const. variația receptivității este generată de reducerea secțiunii de filtrație, cauzată de umflarea structurilor cristaline polare, prin contact cu fluidele polare ale injecției, a căror concentrație ionică (tab. 4) este distinctă de a apei singenetice, care s-a aflat în echilibru ionic cu colectorul petrolifer de-a lungul timpului geologic.

Pentru a demonstra umflarea structurilor cristaline polare, în figurile 7 și 8 se prezintă difractogramele de raze X care, comparate cu roentgenogramele probelor netratate, ilustrează umflarea rețelelor cristaline polare. Analiza seriilor de difracție a razelor X din roentgenogramele probelor umflate, din care o parte sînt menționate în tabelul 5, pune în evidență umflarea rețelelor cristaline indicate cu 4 + Å,

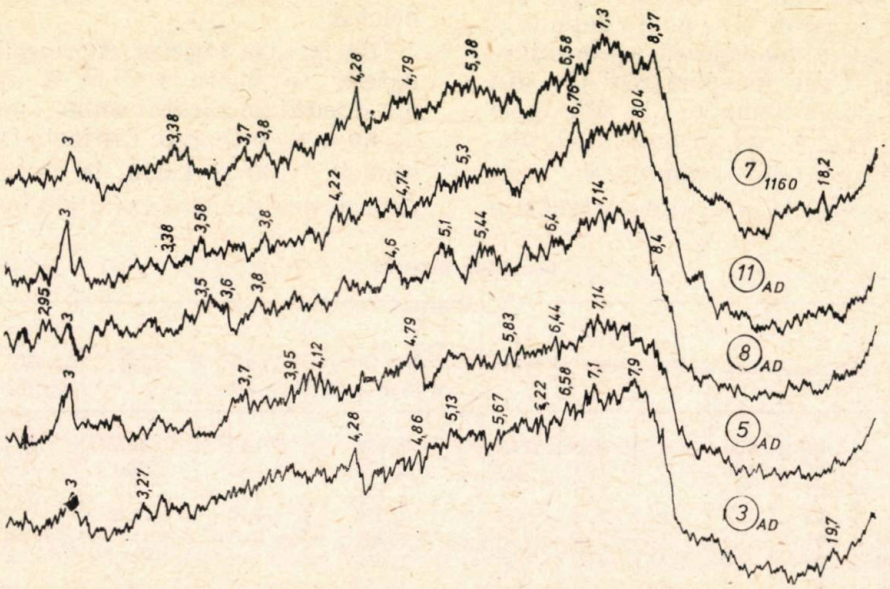


Fig. 7. Difractograme de raze X pentru probele tratate

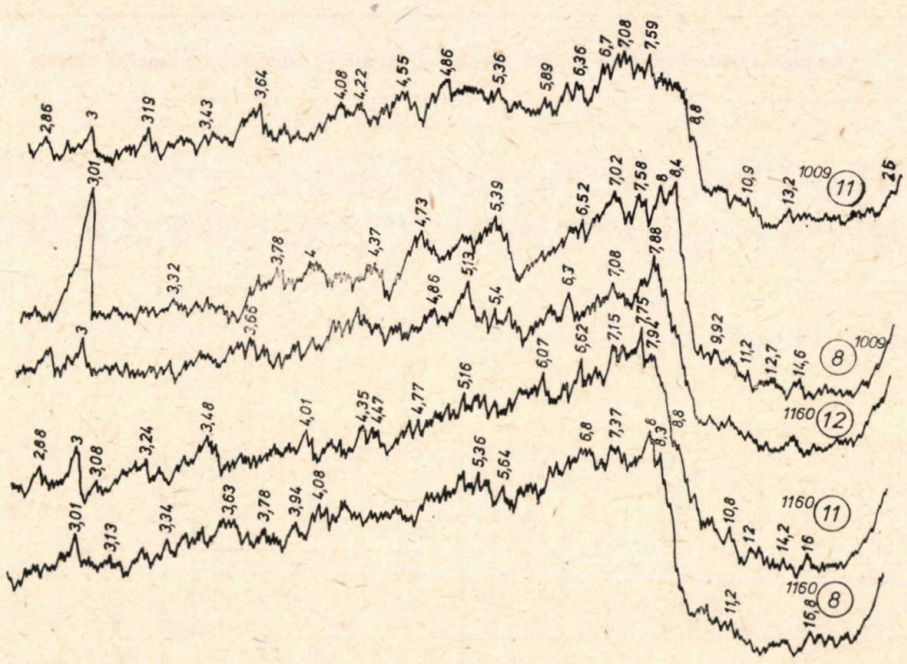


Fig. 8. Difractograme de raze X pentru probele tratate

proveniți din schimbul ionic al mediilor în contact.

Pentru a resublinia acest schimb de ioni, în tabelul 4 se indică mărimile parametrului spectral $I_t - I_f$ pentru ionii indicați în tabel, proveniți din apele filtrate și din probele de rocă înaintea procesului de filtrare și după filtrare.

Sodiul în apele de injecție se află în participare net superioară față de starea din rocă. În procesul de filtrare a apei din depozit *D* prin probele 3 ; 5 ; 8, aparținînd stratelor *b* și *d*, se observă o reducere a sodiului, o plecare a ionului Na^+ din rețelele polare montmorillonitice, mai intensă pentru stratul *d*; pentru stratul *a* însă se observă o creștere a gradului de participare a sodiului în probă. Explicația acestei stări trebuie căutată în participarea ridicată a zeolitului thomsonit în proba 11, aparținînd stratului *a*. Pentru probele 3 ; 5 ; 8, componenta montmorillonitică este deosebit de ridicată, ori tocmai această rețea are conținutul cel mai ridicat de ioni schimbabili.

Apa extrasă la zi din sonda 1 160 aparține stratului *d*, dar la suprafață și-a modificat compoziția îmbogățindu-se în Na. Trecînd prin proba 7, chiar a stratului *d*, se observă însă că proba, după filtrare, a pierdut din sodiu, pentru că așa se comportă rețeaua montmorillonitului în schimbul ionic [13]. Pentru proba 8, aparținînd stratului *b*, apa stratului *d* din sonda 1 160 generează o plecare și mai intensă a sodiului (tab. 4), consecință atît a componentei montmorillonitice, cît și a discrepanței ionice a apelor. Apa din sonda 1 160, filtrînd prin proba 11 a stratului *a*, a condus la creșterea participării sodiului în probă, după filtrație, dar să avem în vedere că proba 11 are mult thomsonit. Tot apa din sonda 1 160 face ca participarea sodiului în proba 12, după filtrare, să crească, deși apa aparține tot stratului *d*, dar proba 12 are și ea mult thomsonit.

Apa extrasă la zi din sonda 1 009 aparține stratului *c*, dar la zi s-a îmbogățit în sodiu. Trecînd prin proba 8 a stratului *b* aproape că nu a influențat, prin prisma sodiului, roca, cu alte cuvinte sodiul s-a aflat oarecum în echilibru în sistem. În proba 11 apa filtrînd, aparent crește sodiul, dar să observăm că proba 11 este bogată în thomsonit.

În concluzie, comportarea ionului Na^+ resubliniază legitățile schimbului ionic, prezentate pe larg în lucrările [13 și 26 p. 212—220].

Calciul din apa depozitului *D* (tab. 4), după procesul de filtrație prin probele indicate, își reduce participarea. Se poate observa că după filtrare în probe este mai puțin calciu, cu alte cuvinte ionul Ca^{2+} pe post schimbabil, în montmorillonite, a fost îndepărtat. Calciul din apa sondei 1 160, prin trecerea prin probe, și-a redus participarea. Calciul în probele de după filtrare este mai puțin, fiind îndepărtat din rețelele montmorillonitice. Calciul din apa sondei 1 009 și-a redus cu puțin participarea în proba 8, dar în proba 11 și-a crescut prezența, pentru faptul că în stratul *a* thomsonitul are o participare deosebit de ridicată. Calciul, după trecerea apei din sonda 1 009, își reduce participarea, pentru că a fost îndepărtat din montmorillonite. În concluzie, calciul s-a comportat după legitățile schimbului ionic.

Magneziul din apa depozitului *D*, prin trecerea prin probe, și-a crescut participarea. Magneziul în probele de după filtrare și-a redus substanțial participarea, deci a părăsit rețelele polare, nu numai din montmorillonit, ci și din cloritul care umflă, din stratul brucitic. Magneziul din apa sondei 1 160 și cel din carote, de după filtrare, și-a redus gradul de participare. Magneziul din apa sondei 1 009 și din carotele spălate s-a comportat oarecum similar, cu nuanțarea că reducerea lui este mai puțin intensă față de situația cu apa sondei 1 160, cu excepția probei 8, a stratului *b*, unde magneziul și-a crescut participarea „cu ceva", desigur datorată faptului că în această probă cloritele care nu umflă sînt în proporție mai ridicată.

Fierul apei din depozit și cel din apa sondei 1 160 și-a redus participarea după trecerea prin carote, cu nuanțarea că pentru apa din sonda 1 160 reducerea este mai intensă. Și pentru probe, după filtrație, fierul aflat pe post schimbabil, în rețelele polare, părăsește aceste rețele; doar la proba 12 *d* se observă o stagnare, desigur influența cloritelor care nu umflă. În cazul apei din sonda 1 009, prin trecerea prin probele 8 *b* și 11 *a* și-a crescut participarea, deși în aceste probe spălate fierul și-a redus participarea. Din nou se poate reține rolul postului de ion schimbabil în rețelele polare și prezența cloritelor care nu umflă în alcătuirea probelor investigate.

Siliciul este prezent în apele de injecție ale depozitului și prin filtrarea acestor ape prin carotele investigate (tab. 4) se observă o creștere a participării siliciului, cu excepția probei 3 *d*, unde practic stagnează. În probele 3 ; 5 ; 8, după filtrație, gradul de participare a siliciului se reduce și aceasta datorită faptului că din aceste probe se îndepărtează silicea; pentru proba 11 *a* participarea siliciului a c r e s c u t pentru că zeolitul thomsonit, mai stabil, se află în participare însemnată. În apa de injecție din sonda 1 160 este prezent siliciu, care își crește participarea în proba 7 *d* și 12 *d* și stagnează în celelalte. După filtrație prin probele 7 *d*, 8 *b*, siliciul se reduce, aceasta însemnînd îndepărtarea siliciei, în 12 *d* stagnează, datorită prezenței zeolitului, pentru ca în 11 *a* siliciul să fie în procent mai ridicat, desigur datorită prezenței thomsonitului (tab. 2) aflat în această probă în procent mai ridicat.

Aluminiul se află prezent în apa depozitului, desigur în alumina identificată de analizele chimice [7]. Aluminiul în sărurile obținute din

apele filtrate își crește participarea, probele 3 ; 5 ; 8 ilustrînd influența temperaturii și presiunii de injecție asupra octaedrilor din cloritele care umflă (fig. 9), excepție face proba 11 *a*, tot din cauza aluminiului din thomsonit (tab. 2). Sub forma aluminei se află aluminiul și în apele obținute din sondele 1 160 și 1 009. Aluminiul își reduce participarea în sărurile apelor după filtrație. În probele unde participarea cloritului care umflă este însemnată, se observă o reducere a aluminiului în probele umflate, tot datorită plecării din octaedrii cloritelor care umflă, în timp ce în proba 11 *a* aluminiul își mărește participarea pentru că rețeaua thomsonitului este mai stabilă.

Roentgenogramele au fost executate toate în aceleași condiții de lucru la difractometru și, prin urmare, rămîn variabili doar parametrii *d/n* și *I* ai rețelelor cristalini polare. Din compararea seriilor de difracție (tab. 2 și 5) se poate

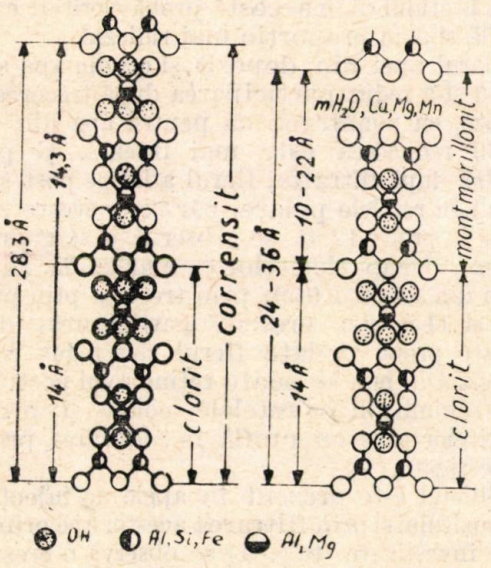


Fig. 9. Scheme ale rețelelor cristaline de interstratificație mixtă ordonată

constata umflarea însemnată a montmorillonitelor, împingînd primul plan de difracție (001) la mărimi de peste 30 Å, generînd noi serii de difracție, cu planul (005) foarte expresiv în seriile de interstratificație mixtă ordonată bicomponentă [5 ; 23 ; 24 ; 25].

Umflarea montmorillonitelor și a cloritelor ce umflă (fig. 9), variațiile gradelor de participare a elementelor chimice aflate pe post de ioni schimbabili (tab. 4) ilustrează intensul schimb de ioni între mediile polare în contact. În schimbul ionilor care au plecat din rețelele polare a intrat ionul cel mai activ din natură [9] protonul hidratat $H_9O_4^+$, care a umflat intens rețelele polare [21]. Ca atare modificări substanțiale a suferit și fluidul de injecție, care a filtrat prin probele polare (tab. 4).

Densitatea apei filtrate, pentru majoritatea probelor, și-a mărit valoarea, indicînd scoaterea unor ioni „mai grei" din elementele rețelelor cristaline. Schimbul de ioni generează noi echilibre în apele de după filtrație, ca atare apar variații în *p*H-ul apelor, care au devenit bazice, iar noile echilibre au determinat și variații în conductivitatea electrică a apelor de după filtrație [6 ; 10].

În acest schimb ionic, magneziul a avut o influență pregnantă, părăsind intens rocile, mai ales pentru filtrarea apei din depozit și, în consecință se observă că în variațiile indicilor de receptivitate la aceste probe se întîlnesc două pante distincte (fig. 4—6). Activitatea de schimb ionic intens a magneziului se datorește alcătuirii sale structurale [10 ; 12 ; 13 ; 18 ; 21].

Faptul că apele diferitelor strate se diferențiază între ele, aceeași constatare și pentru colectoarele care le înmagazinează , faptul că între rețelele cristaline și apele interstițiale se observă o stare de cvasiechilibru ionic, atestă rolul echilibrelor ionice în geneza acestor sisteme și resubliniază rolul timpului geologic în formarea acestor sisteme, avîndu-se în vedere că rata sedimentării [8] se estimează la 20 mm/1 000 ani.

Serii de difracție a razelor X la probele tratate *Tabelul 5*

	C–(M+Σ) 14–22,4		C–(M+Σ) 14–18		C–(M+Σ) 14–21,2		C–(M+Σ) 14–25,4		C–(M+Σ) 14–14	
	d/n	*I*	*d/n*	*I*	*d/n*	*I*	*d/n*	*I*	*d/n*	*I*
001	36,4	p	32	p	35,2	p	39,4	p	28	p
002	18,2	m	16	m	17,6	m	19,7	m	14	m
003	12,1	m	10,6	m	11,4	m	13,1	m	9,3	m
004	9,12	p	8,0	p	8,8	p	9,8	p	7,0	p
005	7,29	p	6,4	p	7,1	p	7,8	p	5,6	p
006	6,08	m	5,3	m	5,8	m	6,5	m	4,6	m
007	5,21	m	4,5	m	5,0	m	5,6	m	4,0	m
008	4,5	m	3,9	m	4,4	m	4,9	m	3,5	m
009	4,05	m	3,5	m	3,9	m	4,3	m	3,1	m
0010	3,64	m	3,2	m	3,5	m	3,9	m	2,8	m

p — puternic ; m — mediu

Problematica abordată a fost generată de practica exploatării prin injecție de apă. În anumite structuri geologice, datorită condițiilor de geneză, apele de zăcămînt sînt saturate cu dioxid de carbon și presiunea de saturație a sistemelor reale oscilează în jur de 50 bar [17; 20; 21]. În anumite rezervoare excesul de CO_2 al genezei se găsește în faza gazoasă a sistemului de hidrocarburi pe care-l exploatăm, cum este cazul zăcămîntului analizat în prezenta lucrare.

Actuala cercetare aduce noi complemente în problematica influenței rolului dioxidului de carbon în fizico-chimia proceselor de exploatare, fie a hidrocarburilor, fie a apelor geotermale.

Prezenta cercetare mai atrage atenția că în procesul de separare a fazelor „la zi" apare necesară separarea în circuit închis [21], așa cum atestă avantajele acestui sistem aplicat în schela Ciurești.

Apa din zăcămînt separată „la zi" în circuit deschis își pierde dioxidul de carbon, sistemul structural se modifică, devenind o apă mineralizată care nu este sinonimă cu apa singenetică; de aceea se impune a fi precizată noțiunea de apă singenetică.

Apa singenetică, din punct de vedere chimico-structural și în acest mod trebuie concepută noțiunea, este apa de zăcămînt care nu și-a modificat alcătuirea chimico-structurală față de condițiile inițiale ale sistemului în exploatare.

Dacă apa singenetică își modifică alcătuirea chimico-structurală, cazul prezentei cercetări, va dezechilibra prin schimb ionic starea de cvasiechilibru cu mediul solid poros-permeabil-polar, reducînd porozitatea colectorului și, implicit, receptivitatea lui.

De aceea se impune ca, în procesul injectării apelor în zăcămînt, să păstrăm starea de echilibru ionic, generată de condițiile genezei, în scara timpului geologic.

Bibliografie

[1] Agarwal, B. K. *X-ray Spectroscopy*. Springer-Verlag, New York, 1979.

[2] Ahrens, L. H., Taylor, S. R. *Spectrochemical analysis*. II-nd edition. Addison-Wesley, Publ. Co. London, 1961.

[3] Berman, E. *Geotermal Energy*. Noyes Data Corporation, London, 1975.

[4] Dapples, E. C. *Silica as an agent in diagenesis*. In Diagenesis in sediments. Elsevier Publ. Co. London, 1976.

[5] Grim, E. R. *Clay mineralogy*. II-nd edition. McGraw Hill Book Co., New York, 1968.

[6] Horne, R. A., *Marine Chemistry*. Wiley Interscience, New York, 1969.

[7] * * * *Analize de țiței, gaze și ape și date de producție asupra zăcămîntului analizat*. I.C.P.P.G. Cîmpina

[8] Jäeger, E. *Evolution of the European Continent*. In Lectures in Isotope Geology. Springer-Verlag, Berlin — — New York, 1979.

[9] Kler, M. M. *Polukolicestventi spektralnîi analiz mineralnovo sîria*. Iz. Leningradskovo universiteta, 1960.

[10] Nenițescu, D. C. *Chimie generală*. Ed. didactică și pedagogică, 1972.

[11] Pârcălăbescu, D. I. *Utilizarea metodei roentgenometrice în determinarea compoziției mineralogice a unor carote din zăcămintele de hidrocarburi fluide din R.P.R.* Petrol și Gaze, **12**, nr. 1, 1961.

[12] Pârcălăbescu, D. I. *Contribuție la explicarea mecanismului acidizării mineralelor componente ale mediului solid al unor zăcăminte de țiței din România*. Buletinul Institutului de Petrol, Gaze și Geologie, București, **16**, 1967.

[13] Pârcălăbescu, D. I. *Schimbul ionic între mineralele argiloase prezente în unele structuri gazeifere și fluidele cu care vin în contact*. Buletinul Institutului de Petrol, Gaze și Geologie, București, **18**, 1971.

[14] Pârcălăbescu, D. I. *Determinarea compoziției chimice a mediului solid din neogenul structurii petrolifere Moreni-Gura Ocniței*. Chimie analitică, **2**, nr. 3, 1972

[15] Pârcălăbescu, D. I. *Contribuții la cunoașterea proprietăților fizico-chimice ale mediului solid al unor zăcăminte de hidrocarburi fluide localizate în albianul zonei centrale a Platformei moesice*. Buletinul Institutului de Petrol, Gaze și Geologie, București, **19**, 1972.

[16] Pârcălăbescu, D. I. *Umflarea mineralelor argiloase polare din dacianul structurii petrolifere Moreni-Gura Ocniței prin contact cu apele de injecție*. Buletinul Institutului de Petrol și Gaze, Ploiești, **28**, 1978.

[17] Pârcălăbescu, D. I. *Interacțiunea bioxidului de carbon cu apele și rocile colectoare de țiței în condiții de zăcămînt*. Mine, Petrol și Gaze, **31**, nr. 8, 1980.

[18] Pârcălăbescu, D. I. *Considerații fizico-chimice și geochimice asupra mediului solid din meoțianul structurii Oprișenești*. Mine, Petrol și Gaze, **32**, nr. 5, 1981.

[19] Pârcălăbescu, D. I. *Apa singenetică — cel mai adecvat dezlocuitor al țițeiului în condiții de zăcămînt (I)*. Mine, Petrol și Gaze, **32**, nr. 8, 1981

[20] Pârcălăbescu, D. I. *Asupra depunerii carbonatului de calciu pe tuburile pe care circulă ape geotermale și apa de injecție*. Mine, Petrol și Gaze, **34**, nr. 7, 1983.

[21] Pârcălăbescu, D. I., Nistor, I. *Asupra reducerii receptivității sondelor de injecție în exploatarea unor zăcăminte de ape geotermale*. Mine, Petrol și Gaze, **35**, nr. 8, 1984.

[22] Sand, L. R., Mumpton, F. A. *Natural zeolites*. Pergamon Press, 1978.

[23] * * * *Soil Components*. Gieseking, J. E. editor. Springer — Verlag, 1975.

[24] Thorez, J. *Phyllosilicates and clay minerals*. G. Lellotte, Belgique, 1975.

[25] * * * *The X-ray identification and crystal structures of clay minerals*. Mineralogical Society, London, 1961.

[26] Pârcălăbescu, D. I. *Proiectarea exploatrii zăcămintelor de hidrocarburi*. Ed. didactică și pedagogică, București, 1983.

Posibilităţi de folosire a unor emulgatori indigeni în operaţiile de stimulare a sondelor de petrol şi gaze

Ing. **Ana Dincă**, dr. ing. **M. Gheorghiţoiu**
Institutul de Petrol şi Gaze Ploieşti

Printre metodele de creştere a productivităţii sondelor cu largă răspîndire, se numără şi cele de acidizarea sub presiune a stratelor productive. Principiul acestor metode constă în plasarea, în rocile stratului productiv limitrofe sondei, a unei soluţii acide, cu scopul de a mări secţiunile de curgere a canalelor de drenaj, prin dizolvarea unor minerale prezente în sistemul de pori al acestor roci.

Vehicularea acidului sub formă dispersată într-o fracţie petroliferă (emulsie tip apă-ulei) asigură pătrunderea acidului la distanţe mai mari de sondă, în vederea creşterii secţiunilor de curgere a porilor din rocile mai depărtate. Cum pătrunderea în strat a fluidelor injectate de la suprafaţă se face pe căile de minimă rezistenţă (prin canalele cu secţiune mare), acidul nu intră în contact cu roca decît atunci cînd filmul format de substanţa tensioactivă în jurul particulei de acid se autodistruge prin rupere datorită tensiunilor interne ce se formează în timp. Cu cît dimensiunile particulelor de acid în emulsie sînt mai mici, acidul are posibilitatea să ajungă în porii cu dimensiuni mici şi să acţioneze asupra pereţilor acestora.

Cum distribuţia poromeritică este destul de diferită de la roca la roca, iar cea mai mare cantitate din fluidele stratului curge prin porii mari (tab. 1), este de dorit să se mărească procentul acestora în rocile stratului limitrof sondei (tab. 1) [1].

Deci, prin acidizare trebuie să creştem secţiunile de curgere a porilor mici şi foarte mici.

Tabelul 1

Diametrul porilor, μm	% din volumul total al porilor	% din volumul de fluid scurs
Mai mici de 1	60	10
Între 1—2	25	15
Între 2—5	12	30
Peste 5	3	45

În vederea unei bune proiectări a operaţiei de acidizare, cu emulsii acide, este necesară efectuarea analizei poromeritice a carotelor mecanice reprezentative din acea sondă şi stabilit ce pori să fie afectaţi la acidizare. Emulsia acidă trebuie preparată astfel încît procentul particulelor de acid cu dimensiunea mai mică decît dimensiunea medie a porilor ce trebuie afectaţi, să fie maxim, iar în măsurătorile de stabilitate acest procent să nu scadă semnificativ. Pentru a se putea realiza emulsii acide care să îndeplinească aceste condiţii sînt necesari emulgatori şi stabilizatori de emulsie tot mai puternici şi mai eficienţi.

La noi în ţară, pentru operaţiile de acidizare se foloseşte emulgatorul fenolformaldehidsulfonic care dă emulsii de tip „ulei în apă" ce s-a dovedit a fi insuficient cantitativ şi calitativ, faţă de multiplele situaţii concrete ce apar practic în şantier. Din această cauză a apărut necesitatea lărgirii gamei de emulgatori.

Lucrarea de faţă se referă la unele cercetări de laborator, în vederea găsirii unor noi emulgatori. S-au încercat proprietăţile de emulgatori ale acizilor graşi $C_{10} - C_{12}$ naturali, dar emulsiile obţinute au stabilitate mică la temperatură (pînă la 60°C). De asemenea, emulsiile realizate cu acizi graşi sintetici, de tipul acidului oleic $CH_3 - (CH_2)_7 - CH = CH - (CH_2)_7 - COOH$ au o stabilitate mică la temperaturi ridicate.

S-au încercat amestecuri sinergetice între diverşi acizi graşi şi trietanolamină $(HOCH_2 - CH_2)_3 - N$ dar rezultatele nu au fost satisfăcătoare.

Încercările de a realiza emulsiile tip apă în ulei cu uleiuri naturale etoxilate (exemplu ulei de ricin, ulei de floarea soarelui) şi alchilfenoli etoxilaţi (cu 6—8 moli C_2H_4O) au condus la rezultate bune.

Cercetările de laborator au condus la concluzia că uleiul de ricin etoxilat cu 5 moli de oxid de etilenă (UR—5) formează emulsii de apă sărată (10...15%NaCl) în ţiţei, în raporturi ce pot varia de la 50 la 90 părţi apă, cu o stabilitate termică ridicată şi virscozitate a cărei valoare creşte cu creşterea raportului apă-ţiţei.

Caracterizarea acestui emulgator este prezentată în tabelul 2 şi figura 1.

Emulgatorii constituiţi din uleiuri naturale etoxilate pot fi folosiţi şi în cazurile emulsiilor acide. În acest caz se folosesc emulsii preparate din soluţie HCl 10—28% şi ţiţei sau motorină, în raporturi ce variază între 50: 50 şi 90: 10. Dato-

Tabelul 2

Raport apă (10%) NaCl/ţiţei	Stabilitatea, ore			Viscozitate, 10^{-3} N.s.m^{-2}		
	20°C	40°C	60°C	20°C	40°C	60°C
70/30	20	6	2	86	68	40
80/20	20	5	2	360	150	97,9
90/10	16	3	1	1 480	338	121

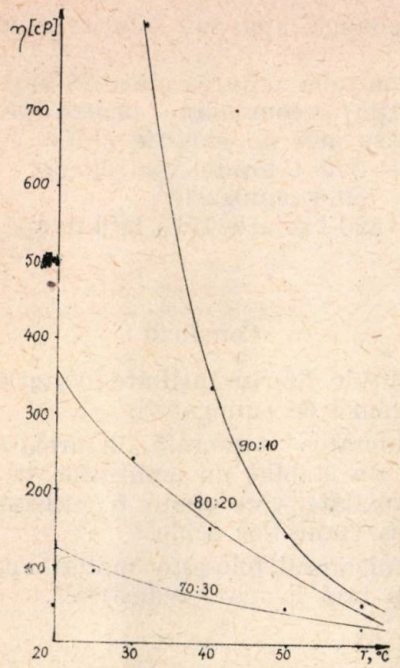


Fig. 1. Viscozitatea emulsiilor NaCl 10%, motorină, emulgator UR—5, 1%

Tabelul 3

Variația vitezei de reacție, stabilității, viscozității și a vitezei de coroziune în funcție de emulgator

Emulgator	Raport HCl 15%/ motorină	Temperatura, °C	Viteză de reacție, g/cm² · h	Viscozitate, cP	Viteza de coroziune, g/m² · h
0,3% ACOR—22 0,3% UR—5	70/30	20	1,206	71	284
	—	40	1,427	46	420
		60	1,693	38	592
		80	2,736	21	875
0,3% ACOR—22 0,3% UR—5	80/20	20	0,9748	120	195
		40	1,075	95	374
		60	1,962	23	524
		80	2,5	11	738
1% ACOR—22 1%UR—5	70/33	20	0,4	86	166
		40	0,48	58	208
		60	0,548	34	230
		80	1,086	14	320
1%ACOR—22 1%UR—5	80/20	20	0,435	360	169
		40	0,498	144	230
		60	0,611	90	350
		80	1,375	26	483
1% ACOR—22 1%UR-5	90/10	20	0,68	1 400	217
		40	0,8	338	275
		60	0,879	141	448
		80	1,482	54	571

rită cantității mari de HCl în aceste emulsii, coroziunea este mare și în acest caz se recurge la un amestec sinergetic în părți egale de ulei etoxilat și ACOR—22, care are proprietăți preponderente de inhibitor de coroziune.

Amestecul sinergetic se poate realiza în părți egale, în raport de 0,2—1% față de cantitatea de emulsie folosită. În tabelul 3 sînt arătate rezultatele obținute în laborator cu două amestecuri sinergetice UR—5 și ACOR—22 pentru diverse emulsii de soluție HCl 15% cu motorină la temperaturile de 20, 40, 60, 80°C.

Se constată, pentru fiecare tip de emulsie, că viteza de reacție crește cu temperatura; comparînd însă emulsia cu 0,3% ACOR—22, 0,3% UR—5 cu emulsia 1% ACOR—22 și 1% UR—5, pentru aceeași temperatură, se constată că în al doilea caz vitezele de reacție sînt mai mici, ceea ce dă posibilitatea HCl să ajungă la o distanță

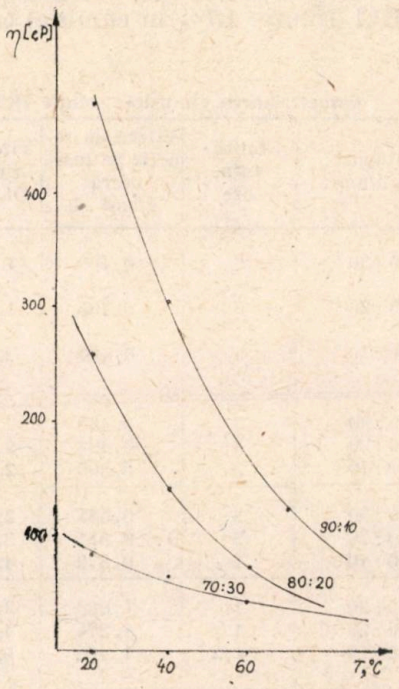


Fig. 2. Viscozitatea emulsiilor: HCl, 15%, motorină, emulgator UR—5, 1%, ACOR—22, 1%.

Tabelul 4

Viteze de coroziune măsurate la 80°C pe plăcuțe de oțel OL—*75* folosind soluții de HCl *15*% inhibate și în emulsii acide

Lichidul cercetat	Viteza de coroziune, g/m². h
HCl 15% neinhibat	1 400
HCl 15% cu 2,5% formaldehidă	628
HCl 15% + 2% ACOR—22	500
Emulsie HCl 15% în raport 90/10 cu 1% ACOR—22 și 1% UR—5	571

mult mai mare de gaura de sondă faţă de primul caz.

Deci, prin creşterea cantităţii de emulgatori se măreşte stabilitatea emulsiei acide la temperatură, concomitent cu păstrarea unei viteze de reacţie mici cu carbonaţii.

Variaţia viscozităţii cu temperatura, pentru fiecare raport apă cu 15% HCl/motorină, se poate urmări în figura 2. Emulsia cu 90 părţi HCl 15% şi 10 părţi motorină are aspectul unui gel care este stabil foarte mult timp dacă la intervale de circa 30—60 min se agită.

Vitezele de coroziune au fost realizate pe plăcuţe de oţel C—75. În cazul emulsiilor preparate în laborator se pot compara cu vitezele de coroziune realizate de soluţia HCl 15% neinhibată sau inhibată cu diverşi inhibitori, aşa cum reiese din tabelul 4.

Vitezele de reacţie au fost calculate pe baza reacţiei HCl (soluţie 15% în emulsie) cu $CaCO_3$ (marmură) în urma experienţelor de laborator şi sînt trecute în tabelul 3.

În practică, pe şantier, structura mineralogică a stratelor fiind foarte complexă, aceste viteze vor fi mult mai mici.

Emulsiile se pot prepara direct în şantier, amestecînd emulgatorul în ţiţeiul care constituie faza externă a emulsiei. Pentru prepararea emulsiei la sondă se procedează astfel:

— se introduce în haba de amestec produsul petrolier (ţiţei, motorină);

— se adaugă, sub agitare, emulgatorul;

— se agită cu pompele agregatelor de cimentare;

— se adaugă apa sau soluţia de acid, sub agitare;

— se continuă agitarea circa 20 min.

Cantităţile recomandate pentru prepararea unui metru cub de emulsie sînt:

150 — 300 l produs petrolier;

30 — 60 l emulgator;

640—820 l soluţie 15% HCl în apă sau apă sărată.

Concluzii

1. Condiţiile diferite întîlnite în şantier impun lărgirea gamei de emulgatori.

2. În lucrarea prezentată, în urma studiului efectuat, s-a stabilit un emulgator pe bază de uleiuri etoxilate, care poate fi utilizat pentru prepararea emulsiilor acide.

3. Emulgatorul foloseşte materii prime fabricate în ţară la scară industrială.

Tabelul 5

Caracterizarea emulsiei: soluţie HCl *15%* motorină cu emulgator *1%* UR—*5*, *1%* ACOR—*22*

Temperatura, °C	Raport acid/mot.	Stabilitata, ore	Viteza de reacţie pe marmură g/cm² · h	Viteză de coroziune pe oţel OL-75, g/m² · h	Dimensiunea partic. acid.	Observaţii
20	70 : 30	6	0,400	$1,66 \cdot 10^{-2}$	70%Ø 1—2 μm; 10—15% Ø< 10 μm; 15—20%Ø>10 μm	La temperatura camerei nu s-a produs decît coalescenţa picăturilor mari; procentul particulelor de acid de dimensiuni mici (10 μm) a rămas pe parcursul celor 6 ore de aprox. 70—80%. Procentul particulelor de acid de dimensiuni foarte mici (1—2 μm)a rămas pe parcursul celor 6 ore de aprox. 60—70%.
	80 : 20	6	0,435	$1,69 \cdot 10^{-2}$	75%Ø1 —2 μm; 10—15%Ø < 10μm; 10—15% Ø>10 μm.	
	90 : 10	5	0,680	$2,71 \cdot 10^{-2}$	80%Ø 1—2μm; 10—15% Ø< <10μm; 5—10% Ø <10μm.	
40	70 : 30	3	0,480	$2,08 \cdot 10^{-2}$		
	80 : 20	3	0,498	$2,3 \cdot 10^{-2}$		
	90 : 10	3	0,800	$2,75 \cdot 10^{-2}$		
60	70 : 30	2	0,548	$2,3 \cdot 10^{-2}$		
	80 : 20	2	0,611	$3,5 \cdot 10^{-2}$		
	90 : 10	1	0,879	$4,43 \cdot 10^{-2}$		
80	70 : 30	1	1,086	$3,203 \cdot 10^{-2}$		
	80 : 20	1	1,375	$4,83 \cdot 10^{-2}$		
	90 : 10	1/2	1,482	$5,78 \cdot 10^{-2}$		

4. Stabilitatea în timp a dimensiunii particulelor cu ponderea cea mai mare în cadrul emulsiei este foarte mare din punctul de vedere al realizării operaţiei de acidizare.

5. Emulsiile se pot prepara uşor în şantier.

Bibliografie

[1] Cristian, M., Socol, S., Constantinescu, A. *Creşterea productivităţii şi receptivităţii sondelor*. Ed. tehnică, Bucureşti, 1982

Petrolul pierdut prin defectele conductelor

Şef lucrări dr. ing. Al. D. Stan
Institutul de Petrol şi Gaze Ploieşti

I. Introducere

În timpul exploatării unei conducte pot apărea pe aceasta diverse defecte datorită fenomenelor de coroziune, ruperi, neetanşeităţi etc.

Se poate considera că şi înainte de a se forma şi după aceea presiunea din conductă este p_c şi în exteriorul defectului presiunea are valoarea p_e. Defectul format se asimilează cu un orificiu mic cu muchii ascuţite. La aceasta, viteza de scurgere a lichidului se calculează cu formula [1]:

$$v = \sqrt{2\frac{p_c - p_e}{\rho}} \qquad (1)$$

ρ fiind densitatea lichidului din conductă.

Presupunînd că orificiul are un coeficient de debit η şi o secţiune egală cu f, rezultă debitul scurs prin orificiu:

$$Q = \eta \cdot f\sqrt{2\frac{p_c - p_e}{\rho}} \qquad (2)$$

Coeficientul de debit η depinde de regimul de curgere prin orificiu şi de forma pe care o prezintă acesta.

În scopul verificării acestor dependenţe [2], s-au construit patru orificii pe peretele unui rezervor care au avut forma circulară O, dreptunghiulară D, forma literei U şi a unui triunghi T cu dimensiunile prezentate în figura 1.

În figura 2 se prezintă valorile coeficientului de debit pentru fiecare orificiu realizat în funcţie de numărul lui Reynolds, Re. Acest parametru a fost definit cu viteza medie şi cu ajutorul razei hidraulice care se calculează cu raportul dintre secţiunea orificiului A şi permietrul său P:

$$R_h = \frac{A}{P}. \qquad (3)$$

Se observă că la mărirea regimului de curgere şi coeficientul de debit creşte la fiecare orificiu.

Coeficientul de debit a fost obţinut ca raport între debitul real de apă scurs prin orificiu şi debitul teoretic; acesta din urmă s-a determinat cu relaţia:

$$Q = A\sqrt{2gH}, \qquad (4)$$

H fiind coloana de apă măsurată de la nivelul liber pînă la orificiu.

II. Debitul scurs prin mediul poros adiacent defectului

Lichidul ieşit din orificiu se scurge prin mediul poros din imediata apropiere a defectului. Scurgerea are loc către suprafaţa solului sau către anumite zone (fîntîni, maluri etc.), dacă defectele sînt situate în apropierea acestor zone.

Prima situaţie semnalată este mai generală, cuprinzînd cazurile la care ne-am referit şi, din acest motiv, ne oprim la prezentarea ei. Astfel, dacă se admite că defectul format este situat la adîncimea H de suprafaţa solului unde se constată presiunea p_a, în exteriorul defectului, aşa cum am mai specificat, p_e, lichidul se scurge datorită presiunii diferenţiale $(p_e - p_a)$.

Admiţînd o filtrare liniară simetrică faţă de verticala ce trece prin defectul format, viteza de filtrare pentru un punct situat pe suprafaţa solului, la raza r faţă de axul de simetrie al filtrării, se pune sub forma:

$$v = \frac{k}{\mu} \cdot \frac{p_e - p_a}{L(r)}. \qquad (5)$$

Debitul elementar pe coroana circulară cu lăţimea dr va fi:

$$dQ = 2\pi \frac{k}{\mu} \cdot \frac{p_e - p_a}{L(r)} \, rdr\cos\theta. \qquad (6)$$

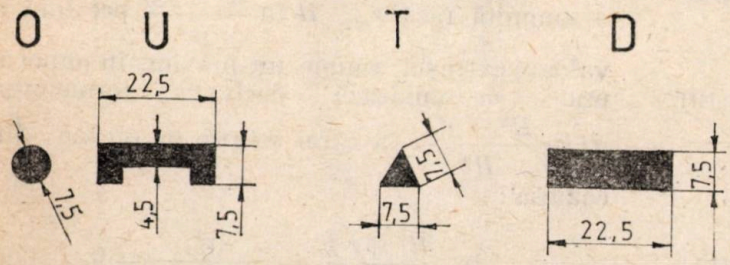


Fig. 1

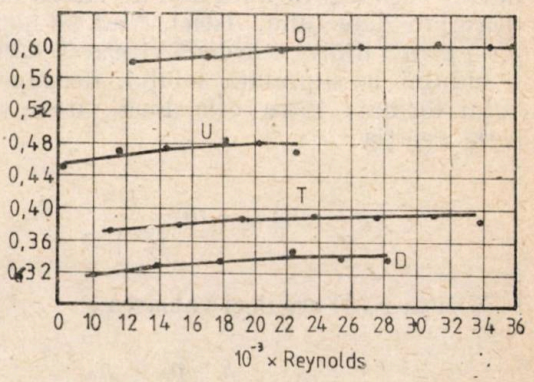


Fig. 2

Prezența funcției $\cos\theta$ se datorește faptului că în expresia debitului trebuie introdusă viteza normală a elementului de suprafață $2\pi r dr$ (fig. 3).

Dacă se are în vedere că se poate scrie relația :

$$\cos\theta = \frac{H}{L(r)} = \frac{H}{\sqrt{H^2 + r^2}}, \qquad (7)$$

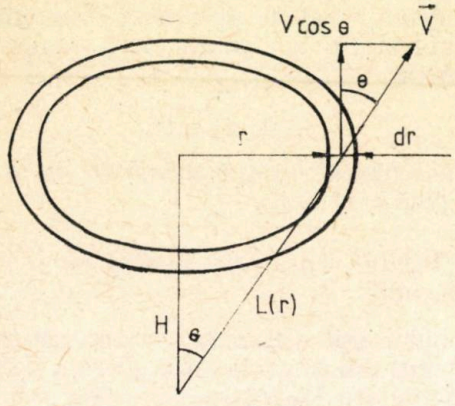


Fig. 3

rezultă formula debitului elementar;

$$dQ = 2\pi \frac{k}{\mu} \frac{p_e - p_a}{H^2 + r^2} H r dr, \qquad (8)$$

iar debitul de lichid filtrat la suprafața solului are expresia :

$$Q = 2\pi \frac{k}{\mu}(p_e - p_a)H \int_0^{r_\infty} \frac{r dr}{H^2 + r^2} =$$

$$= \frac{\pi k (p_e - p_a) H}{\mu} \ln \frac{H^2 + r_\infty^2}{H^2}. \qquad (9)$$

Cu r_∞ s-a notat raza măsurată pe suprafața solului de la verticala ce trece prin defectul conductei unde viteza normală din acest punct devine suficient de mică față de viteza lichidului deasupra defectului. Astfel, dacă se notează cu $v_n(r)$ prima dintre cele două viteze și $v_n(0)$ viteza lichidului la suprafața solului, deasupra defectului format, între cele două viteze se poate scrie relația :

$$v_n(r) = v_n(0) \frac{H^2}{H^2 + r^2}. \qquad (10)$$

Viteza $v_n(0)$ are deci valoarea :

$$v_n(0) = \frac{k}{\mu} \cdot \frac{p_e - p_a}{H}. \qquad (11)$$

Raza r_∞ poate avea diverse mărimi în funcție de valoarea admisă pentru raportul $\frac{v_n(r)}{v_n(0)}$.

În tabelul 1 se redau valorile vitezei r_∞ în funcție de raportul $v_n(r)/v_n(0)$ pentru $H = 0{,}9$ m. În același tabel se redau și valorile factorului $H \ln \frac{H^2 + r_\infty^2}{H^2}$ tot pentru $H = 0{,}9$ m.

Tabelul 1

$\frac{v_n(r)}{v_n(0)}$	1	0,5	0,1	0,01	0,001	0,00001
r_∞, m	0	0,9	2,7	8,95	28,45	284,60
$H \ln \frac{H^2 + r_\infty^2}{H^2}$, m	0	0,6238	2,0732	4,1437	6,2172	10,3616

Se observă că pe măsură ce se reduce raportul $v_n(r)/v_n(0)$, raza r_∞ se mărește.

Se poate efectua o analiză privind și influența pe care o are adîncimea de îngropare H asupra debitului de lichid scurs prin mediul poros. Această influență se stabilește prin intermediul termenului $H \ln \frac{H^2 + r_\infty^2}{H^2}$ din ecuația (9).

Se constată, cu ușurință, că la valori mici ale lui H :

$$\lim_{H \to 0} H \ln \frac{H^2 + r_\infty^2}{H^2} = \lim_{H \to 0} \frac{\ln \frac{H^2 + r_\infty^2}{H^2}}{\frac{1}{H}} =$$

$$= \lim_{H \to 0} \frac{2 H r_\infty^2}{H^2 + r_\infty^2} = 0 \qquad (12)$$

și pentru valori foarte mari ale lui H, tot prin ridicarea nedeterminării pentru cazul $\infty \cdot 0$, se obține :

$$\lim_{H \to \infty} H \ln \frac{H^2 + r_\infty^2}{H^2} = 0. \qquad (13)$$

Aceste rezultate conduc la concluzia că pentru o anumită rază r_∞, $H \ln \frac{H^2 + r_\infty^2}{H^2}$ prezintă o valoare extremă, anume un maxim, în punctul unde se anulează derivata termenului $H \ln \frac{H^2 + r_\infty^2}{H^2}$, a cărei soluție se obține din ecuația :

$$\ln \frac{H^2 + r_\infty^2}{H^2} - \frac{2 r_\infty^2}{H^2 + r_\infty^2} = 0. \qquad (14)$$

Pentru o anumită valoare a razei r_∞, de exemplu $r_\infty = 2{,}7$ m, rezultă că ecuația (14) are soluția aproximativă $H = 1{,}25$ m, pentru care ar prezenta deci și debitul maxim, a cărei mărime se stabilește imediat din egalitatea :

$$\frac{\mu Q}{\pi k(p_e - p_a)} = H \ln \frac{H^2 + r_\infty^2}{H^2} = 2{,}1680.$$

III. Presiunea din exteriorul defectului

Debitul scurs printr-un defect este egal cu acela ce se filtrează către suprafața solului prin mediul poros. Această condiție conduce la egalitatea :

$$\eta f \sqrt{2\frac{p_c - p_e}{\rho}} = \frac{\pi k(p_e - p_a)}{\eta} H \ln \frac{H^2 + r_\infty^2}{H^2}. \quad (15)$$

Ecuația obținută poate fi soluționată în raport cu fiecare dintre variabilele ce intră în componența ei. Cel mai mare interes îl prezintă presiunea p_e.

De exemplu, dacă s-ar admite $\eta = 0{,}60$; $f = 0{,}0002$ m^2 ; $p_c = 15 \cdot 10^5$ N/m^2 ; $\rho = 950$ kg/m^3 ; $k = 1{,}5 \cdot 10^{-12}$m^2 ; $p_a = 1{,}01325 \cdot 10^5$ N/m^2 ; $\mu = 1{,}5 \cdot 10^{-3}$ Ns/m^2 ; $H = 0{,}9$ m și $r_\infty = 3$ m, rezultă $p_e = 4{,}93 \cdot 10^5$ N/m^2.

Debitul ce se scurge prin orificiu se poate calcula cu relația (2) și are valoarea :

$$Q_a = 0{,}6 \cdot 10^{-4} \sqrt{2\frac{(15 - 4{,}93) \cdot 10^5}{950}} =$$

$$= 2{,}7624 \cdot 10^{-3} \frac{\text{m}^3}{\text{s}} = 238{,}6893 \text{ m}^3/\text{zi}.$$

Dacă nu s-ar fi considerat orificiul astupat, debitul ar fi avut valoarea :

$$Q = 0{,}6 \cdot 10^{-4} \sqrt{2\frac{(15 - 1{,}01325) \cdot 10^5}{950}} =$$

$$= 3{,}2558 \cdot 10^{-3} \text{ m}^3/\text{s}.$$

Se observă, din exemplul de calcul efectuat, că prezența mediului poros reduce debitul care se scurge prin orificiul conductei cu aproximativ 15%.

În situația în care se refac calculele pentru o permeabilitate mai mare, $k = 4 \cdot 10^{-12}$ m^2, rezultă presiunea din exteriorul defectului $p_e = 2{,}64 \cdot 10^5$ N/m^2.

Din cele două exemple de calcul se observă că pe măsură ce permeabilitatea mediului poros este mai mare, presiunea din exteriorul defectului format p_e se reduce.

Influența pe care o are permeabilitatea mediului poros asupra presiunii exterioare defectului format pe conductă poate fi extinsă și asupra celorlalți parametri ce intră în ecuația (15).

Concluzii

Prin orificiile formate pe conductele de transport se pot scurge însemnate cantități de petrol. Orificiile formate sînt, în general, astupate și, din acest motiv, debitele de lichid scurse sînt mai mici decît în situația în care orificiile ar fi libere.

Cu cît permeabilitatea mediului poros ce astupă un defect este mai mare, cu atît se mărește și debitul pierdut printr-un orificiu astupat.

Bibliografie

[1] Cioc, D. *Mecanica fluidelor*. Ed. didactică și pedagogică, București, 1967.

[2] Oroveanu, T., Popoviciu, S., Stan, Al. D. *Pierderile de gaze din rețeaua de distribuție*. St. cerc. mec. apl. Tom 40, nr. 3, 1981, Ed. Academiei R. S. România.

[3] Oroveanu, T., Stan, Al. D., Talle, V. *Transportul petrolului*. Ed. tehnică, București, 1985.

Studiul corelației dintre compoziția chimică și conținutul de metale al păcurii hidrogenate

Brebeanu, G., Savu, C., Neagoe, S.

Introducere

Reziduul de la distilarea atmosferică a țițeiului — păcura — este constituit dintr-un amestec complex de hidrocarburi, compuși cu sulf, oxigen, azot, rășini, asfaltene și compuși organometalici [1 ; 2 ; 3 ; 5].

Rășinile și asfaltenele sînt combinații complexe, a căror moleculă se presupune că este formată din cicluri aromatice condensate cu cicluri naftenice și heterocicluri cu sulf, oxigen și uneori azot, împreună cu catene parafinice. Heterociclurile cu sulf, oxigen și azot formează punți între ciclurile aromatice și cele naftenice [3 ; 6].

Moleculele asfaltenelor conțin și unele metale ; nichelul și vanadiul apar în cantități mai mari [3 ; 4].

Rășinile și asfaltenele din produsele petroliere contribuie, într-o foarte mare măsură, la valoarea ridicată a viscozității, precum și la depunerile de cocs pe catalizatorii utilizați în diferite procese de prelucrare a acestor produse. De asemenea, metalele prezente în moleculele asfaltenelor se depun pe catalizatori, provocînd dezactivarea lor.

Există o strînsă corelație între conținutul de metale, în special nichel și vanadiu, și proporția de sulf din produsele petroliere reziduale. Astfel de produse, separate din țițeiuri nesulfuroase, prezintă, în general, un conținut redus de metale, în care nichelul se află în proporție mai mare decît vanadiul, pe cînd cele provenite din țițeiuri sulfuroase au un conținut ridicat de metale, iar vanadiul se găsește în cantitate mai mare decît nichelul [6].

În lucrarea de față se studiază corelarea compoziției chimice a păcurii hidrogenate cu conținutul de metale al acesteia.

Partea experimentală

Pentru stabilirea unei corelații între compoziția chimică și conținutul de metale, s-au analizat probe de păcură obținute în diferite stadii de hidrogenare într-un proces termocatalitic în prezență de hidrogen, folosind ca materie primă un reziduu rezultat de la distilarea atmosferică a unui țiței sulfuros.

Pentru materia primă și probele de păcură hidrogenată s-au determinat o serie de caracteristici fizico-chimice : densitatea, viscozitatea cinematică, cifra de cocs prin metoda Conradson, conținutul de sulf, conținutul de metale (Ni + V), utilizînd metode standardizate. De asemenea, s-a determinat compoziția chimică pe clase de compuși. Pentru aceasta, din probele de păcură s-au separat asfaltenele prin precipitare cu *n*-pentan, iar produsele lipsite de asfaltene au fost separate prin cromatografie solid-lichid de adsorbție pe silicagel în saturate (P + N), aromate și rășini, folosind ca developanți *n*-pentan, benzen, respectiv amestec alcool-benzen 1 : 1.

Tabelul 1

Datele de analiză chimică ale materiei prime

Caracteristica	Valoarea
Densitatea, d_4^{20}	0,965
Viscozitatea cinematică, *cSt*, la : 50°C	425,00
100°C	40,50
Conținut de sulf, % masă	3,30
Cifra de cocs Conradson, % masă	14,00
Conținut de Ni, ppm	67,00
Conținut de V, ppm	163,00
Analiza pe clase de compuși, % masă :	
saturate	44,00
aromate	32,00
rășini	18,00
asfaltene	6,00

Datele de analiză chimică ale materiei prime sînt prezentate în tabelul 1.

Din datele prezentate în tabelul 1, se remarcă valorile ridicate pentru conținutul de sulf, metale, cifra de cocs Conradson, ale materiei prime.

Compușii cu structură complexă, rășinile și asfaltenele, se găsesc în proporție ridicată, 24% din produsul analizat.

Corespunzător, cifrele care indică viscozitatea cinematică au valori mari.

Conținutul de vanadiu este superior celui de nichel.

În tabelul 2 se prezintă caracteristicile fizico-chimice ale probelor de păcură obținute în diferite stadii de hidrogenare.

Probele 1—5 au fost obținute prin hidrogenarea materiei prime într-o singură treaptă, iar probele 6—13—prin hidrogenarea în două trepte.

Se remarcă scăderea tuturor valorilor caracteristicilor probelor de păcură hidrogenată față de cele ale materiei prime, scădere cu atît mai accentuată cu cît adîncimea procesului de hidrogenare este mai mare. Pe măsură ce conținutul de sulf al probelor se micșorează, conținutul de metale încearcă aceeași variație. Diminuări importante se observă și pentru valorile viscozității și cifrei de cocs Conradson. În ceea ce pri-

Tabelul 2

Caracteristicile fizico-chimice ale probelor de păcură hidrogenată

Proba	Densitatea, d_4^{20}	Viscozitatea cinematică, *cSt*		Conținut sulf, % masă	Cifra de cocs Conradson, % masă	Conținut metale, ppm		
		50°C	100°C			Ni	V	Ni+V
1	0,9551	360	32,50	2,97	10,90	51	69	120
2	0,9476	343	31,80	2,85	9,95	45	55	100
3	0,9436	290	29,50	2,71	9,00	39	45	84
4	0,9396	247	26,70	2,60	7,60	30	35	65
5	0,9359	208	24,00	2,50	6,70	22	29	51
6	0,9321	181	22,30	0,74	6,10	17	28	45
7	0,9310	164	21,00	0,69	5,80	16	24	40
8	0,9280	140	19,00	0,60	5,40	13	20	33
9	0,9262	120	17,00	0,52	5,00	11	16	27
10	0,9220	92	14,20	0,42	4,10	8	11	19
11	0,9180	58	10,50	0,32	3,40	5	8	13
12	0,9091	31	7,00	0,20	2,50	3	4	7
13	0,8975	19,7	4,60	0,17	2,00	2	3	5

veşte conţinutul în cele două metale, se observă că vanadiul se găseşte în proporţie mai mare decît nichelul, în toate probele analizate.

În tabelul 3 se prezintă date de compoziţie chimică pentru probele de păcură analizate, referitoare la clasele de compuşi prezenţi în acestea, obţinute prin precipitare cu *n*-pentan şi separare prin cromatografie de adsorbţie pe silicagel.

Tabelul 3

Compoziţia pe clase de compuşi a probelor de păcură hidrogenată

Proba	Masă, %			
	saturate	aromate	răşini	asfaltene
1	44,2	35,3	1,55	5,0
2	44,1	37,0	13,9	5,0
3	44,3	37,5	13,2	5,0
4	44,2	39,0	11,8	5,0
5	44,4	39,3	11,3	5,0
6	58,2	27,6	11,2	3,0
7	58,4	27,7	11,0	2,9
8	58,6	28,4	10,3	2,7
9	58,6	28,9	9,9	2,6
10	58,7	29,3	9,6	2,4
11	58,8	30,2	8,9	2,1
12	58,9	31,0	8,4	1,7
13	59,0	31,4	8,2	1,4

Din datele prezentate în tabelul 3, se observă scăderea conţinutului de răşini şi asfaltene al probelor de păcură hidrogenată, scădere mult mai accentuată pentru probele obţinute în două trepte de hidrogenare. Conţinutul de asfaltene al probelor obţinute într-o treaptă de hidrogenare (probele 1—5) nu se modifică mult faţă de cel al materiei prime, însă se reduce într-o măsură importantă proporţia de răşini din aceste probe, paralel cu creşterea cantităţii de aromate. Proporţia de saturate rămîne aproximativ la aceeaşi valoare cu cea a materiei prime, pentru toate probele din acest set. Pentru probele obţinute în două trepte de hidrogenare (probele 6—13) se remarcă, pe lîngă scăderea puternică a conţinutului de răşini şi asfaltene, şi o uşoară scădere a conţinutului de aromate, concomitent cu creşterea însemnată a proporţiei de saturate. Probabil că în prelucrarea în două trepte de hidrogenare intervin, cu pondere ridicată, reacţiile specifice hidrocracării.

Corelînd datele din tabelul 3, referitoare la conţinutul de răşini şi asfaltene, cu cele din tabelul 2, cu privire la cifra de cocs, conţinutul de metale şi de sulf, pentru probele analizate, se observă o strînsă dependenţă între acestea: pe măsură ce conţinutul de răşini şi asfaltene scade, conţinutul de metale, sulf şi cifra de cocs încearcă aceeaşi variaţie.

Concluzii

Prin studiul efectuat s-a pus în evidenţă dependenţa dintre conţinutul de sulf, cocs şi cel de metale din păcură.

Se remarcă o legătură directă între compoziţia chimică a probelor de păcură, exprimată prin proporţia de răşini şi asfaltene, şi conţinutul de sulf, cocs şi metale.

În toate probele de păcură, conţinutul de vanadiu este superior celui de nichel.

Bibliografie

[1] Creangă, C. *Curs de chimia ţiţeiului*. Ed. didactică şi pedagogică, Bucureşti, 1962

[2] Tunescu, R. C., Savu, C. *Compoziţia chimică a petrolului*, capitolul 2.1. din *Ingineria prelucrării hidrocarburilor*. Vol. 1, coordonatori G. C. Suciu şi R. C. Tunescu, Ed. tehnică, Bucureşti, 1983

[3] Speight, G. J. *The Chemistry and Technology of Petroleum*. Marcel Dekker, Inc., New York, 1980

[4] Nadirov, H. K. ş.a. *Metalli v nefteah*. Ed. Nauka, Alma-Ata, 1984

[5] Siuneaeva, Z. I. ş.a. *Himia nefti*. Ed. Himia, Leningrad, 1984.

[6] Tissot, B. Rev. de l'Institut Francaise du Petrole, nr. 4, iulie-august, 1981, p. 429—446.

Recenzie

Mircea Georgescu **Optimizarea metodelor de exploatare în subteran a zăcămintelor metalifere**. Ed. tehnică, Bucureşti, 1986, 370 pag., 56 fig., 53 tab., 188 referinţe bibliografice, format 14 × 20 cm, preţul 25 lei.

Lucrarea *Optimizarea metodelor de exploatare în subteran a zăcămintelor metalifere* elaborată de dr. ing. Mircea Georgescu se referă la una din cele mai importante probleme ale valorificării superioare a resurselor minerale din ţara noastră, aceea a optimizării metodelor de exploatare în subteran a zăcămintelor de minereuri metalifere, înscriindu-se deci, în orientările date de conducerea partidului şi statului nostru privind exploatarea raţională a zăcămintelor de substanţe minerale utile.

În rezumat, conţinutul lucrării este următorul.

Capitolul I prezintă, succint, răspîndirea zăcămintelor metalifere (pe Glob şi în România), diverse clasificări ale metodelor de exploatare şi criteriile de alegere a acestora.

Este de menţionat faptul că autorul propune o clasificare proprie a metodelor de exploatare, care respectă criteriile generale unanim acceptate, dar care este mai simplă şi cuprinde întreaga gamă de metode aplicate zăcămintelor metalifere din România.

În încheierea capitolului sînt prezentate posibilităţile de utilizare a tehnicii moderne de calcul pentru alegerea metodei de exploatare, în acest sens fiind dat un exemplu concret de alegere a acestora cu ajutorul logicii simbolice, iar apoi tendinţele privind perfecţionarea metodelor de exploatare în subteran a zăcămintelor metafifere.

Capitolul al II-lea tratează stadiul actual privind optimizarea metodelor de exploatare aplicate zăcămintelor metalifere. Se face prezentarea tuturor parametrilor metodelor de exploatare cu aria cea mai largă de răspîndire în România, aplicate zăcămintelor metalifere, iar apoi a metodelor de optimizare aplicate rezolvării problemelor miniere, precum şi a rezultatelor cercetărilor efectuate în străinătate şi în ţara noastră cu privire la optimizarea parametrilor metodelor de exploatare, utilizînd modelarea economico-matematică.

Capitolul al III-lea prezintă bazele teoretice şi metodologice pentru elaborarea modelului economico-matematic în vederea optimizării parametrilor metodelor de exploatare aplicate zăcămintelor metalifere. Pornind de la modelul ge-

neral al unei metode de exploatare, ca obiect al conducerii, se redă schema structurală a acesteia, indicîndu-se parametrii de intrare, de reglaj, perturbatori și de ieșire, după care se arată principiile care stau la baza elaborării modelului economico-matematic, etapele cercetării operaționale pentru optimizarea sistemului ales, cu expunerea criteriilor de optimizare.

Capitolul al IV-lea se referă la alegerea unității tehnologice de optimizat și a criteriilor de optimizare. Se consideră ca unități tehnologice de bază (elementare) blocul de exploatare și subetajul, în cadrul acestora sistemul „metoda de exploatare" fiind împărțit în subsistemele „pregătirea", „abatarea" și „încărcarea-evacuarea minereului" și apoi se prezintă schemele structurale pentru cele două unități tehnologice elementare, acestea indicînd și principalii parametri tehnologici ce caracterizează subsistemele amintite.

Capitolul al V-lea abordează modelarea subsistemului „pregătirea". După ce se dau relațiile de calcul pentru stabilirea distanței de siguranță a lucrărilor miniere de deschidere și pregătire față de zăcămînt, se tratează, în continuare, dimensionarea pernei de protecție la metodele de exploatare cu surpare, apoi este prezentat calculul volumului lucrărilor de pregătire corespunzătoare unităților tehnologice amintite, analizîndu-se cîte două variante de pregătire atît a blocului de exploatare, cît și a subetajului, pentru care sînt date și costurile lucrărilor de pregătire corespunzătoare acestora. În final se alcătuiește modelul economico-matematic al subsistemului „pregătirea", dîndu-se în acest sens funcțiile-scop ale costurilor unitare ale lucrărilor de pregătire, în cele două variante (atît pentru blocul de exploatare, cît și pentru un subetaj), parametrii de optimizat și dependențele funcționale.

Capitolul al VI-lea cuprinde modelarea subsistemului „abatarea". La început se prezintă mijloacele tehnice utilizate la abatare (pentru perforarea găurilor de mină și pentru încărcarea cu exploziv a acestora). În vederea stabilirii interdependenței dintre caracteristicile tehnice ale utilajului de perforat și condițiile geologico-miniere pentru un anumit tip de zăcămînt, în scopul optimizării parametrilor de abataj, s-au făcut observații și cronometrări asupra complexului de operații „perforarea găurilor de mină lungi amplasate în evantai", iar pentru stabilirea corelației dintre viteza mecanică de perforare și lungimea găurii de mină, autorul a efectuat măsurători ale timpului de perforare pentru diferite lungimi ale găurilor de mină. Caracterul legăturii dintre ultimele mărimi amintite se evidențiază printr-o diagramă de corelație de formă exponențială și aceasta s-a stabilit cu ajutorul calculatorului.

Cealaltă operație care l-a preocupat pe autor este încărcarea mecanizată cu explozivi a găurilor de mină. Avînd în vedere rezultatele cercetărilor efectuate pe plan mondial, cît și o serie de date experimentale, autorul elaborează o bază teoretică a procesului de formare a încărcăturilor de exploziv în vrac cu ajutorul aerului comprimat, în găuri de mină ascendente; se stabilesc astfel valorile parametrilor de bază ai procesului de mecanizare a încărcării găurii de mină, cum sînt : distanța de la capătul furtunului la încărcătura de exploziv din gaura de mină, viteza de ieșire a granulelor din furtun și viteza de ciocnire a unei particule cu încărcătura de exploziv formată în gaura de mină, toate aceste valori prezentînd o deosebită importanță practică.

În ceea ce privește amplasarea găurilor de mină în fronturile de abataj, autorul prezintă o serie de scheme, la cele în subetaje, opinînd pentru schema de amplasare în evantaie monoconcentrice. În cadrul acestor scheme se determină parametrii rețelei găurilor de mină : diametrul găurilor de mină, consumul specific de exploziv, linia de minimă rezistență (anticipanta), distanța dintre găurile de mină, lungimea și numărul acestora.

Pentru stabilirea consumului specific de exploziv, autorul determină coeficienții de influență a acestuia în funcție de capacitatea de lucru a explozivului, tăria rocilor, greutatea volumetrică a acestora, diametrul găurii de mină și dimensiunea impusă de bucățile de rocă, iar pentru determinarea numărului de găuri și a lungimii lor stabilește o serie de relații analitice generale, pe care le transpune în nomograme ce permit obținerea, cu ușurință, a valorilor acestor parametri.

În vederea stabilirii parametrilor rețelei de amplasare a găurilor de mină lungi, se elaborează un model matematic multifactorial pentru a cărui utilizare practică s-a constituit o nomogramă ce permite determinarea rapidă a acestora. În continuare se calculează costul lucrărilor de abatare și apoi se alcătuiește modelul economico-matematic al subsistemului „abatarea" (atît pentru un bloc de exploatare, cît și pentru un subetaj).

Capitolul al VII-lea tratează modelarea subsistemului „încărcarea și evacuarea minereului". Sînt prezentate cele două mijloace de încărcare-transport cu întrebuințare mai mare în abatajele minelor de minereuri : screperele și mașinile de încărcat cu siloz. Avînd la bază cronometrările pentru stabilirea unui ciclu de încărcare-transport cu mașina MIS-1P, autorul, aplicînd metoda statistică, determină și întocmește diagrama de corelație între productivitatea mașinii de încărcat și distanța de transport. În vederea stabilirii condițiilor optime de lucru se analizează costul lucrărilor de încărcare-evacuare a minereului corespunzător unei unități tehnologice și se alcătuiește modelul economico-matematic al acestui subsistem.

Capitolul al VIII-lea stabilește restricțiile de funcționare a unității tehnologice de optimizat. La început autorul prezintă indicatorii care definesc diluția și pierderile tehnologice. În continuare este analizată problema evacuării minereului pe baza datelor obținute prin experimentările pe modele și cercetările efectuate în străinătate și în țară. Se prezintă parametrii de evacuare a minereului și indicii de extracție în cazul metodei de exploatare cu înmagazinare și a celei cu surparea minereului și a rocilor înconjurătoare și se dau soluții privind : amplasarea galeriilor de evacuare, mărimea și forma acestora, înclinarea frontului de lucru, pasul de împușcare, înălțimea frontului de lucru (subetajului), lățimea pilierului dintre galeriile de perforare (de subetaj). Autorul nu neglijează nici problema limitării cantității de minereu extras la nivelul strangulărilor din fluxul de transport, analizînd, în acest context, capacitatea de înmagazinare a rostogolurilor, de transport pe galeria de bază a unui orizont, capacitatea de tranzit a unei rampe a puțului de extracție și capacitatea de extracție pe puț. În final, se arată modul de determinare a stocului de minereu remanent la metoda de exploatare cu înmagazinare, cu ajutorul unor nomograme executate pe baza unor relații analitice.

Capitolul al IX-lea se referă la stabilirea și rezolvarea modelului economico-matematic general pentru unitatea tehnologică de optimizat. După formularea matematică a modelului și alcătuirea algoritmului general, autorul prezintă un exemplu de aplicare a modelării economico-matematice la un zăcămînt din România, analizînd rezultatele obținute prin rezolvarea acestuia cu ajutorul calculatorului

În încheierea capitolului autorul propune o variantă tehnologică a metodei de exploatare cu surpare în subetaje, aplicată unui corp de minereu de grosime și înclinare mare și prezintă efectele economice ale acesteia, comparativ cu cea aplicată în prezent.

Lucrarea *Optimizarea metodelor de exploatare în subteran a zăcămintelor metalifere* elaborată de dr. ing. Mircea Georgescu extrem de utilă mineritului metalifer din țara noastră, este de un înalt nivel științific și se înscrie în șirul lucrărilor apărute în literatura de specialitate pe plan mondial și național, care sînt consacrate exploatării zăcămintelor de minereuri metalifere.

Metoda de optimizare propusă este aplicabilă atît pentru tehnologia existentă, cît și în cazul unora de perspectivă, condiția esențială pentru obținerea unor rezultate reale constituind-o precizia datelor inițiale și stabilirea dependențelor funcționale dintre diferiți parametri ce intră în modelul economico-matematic.

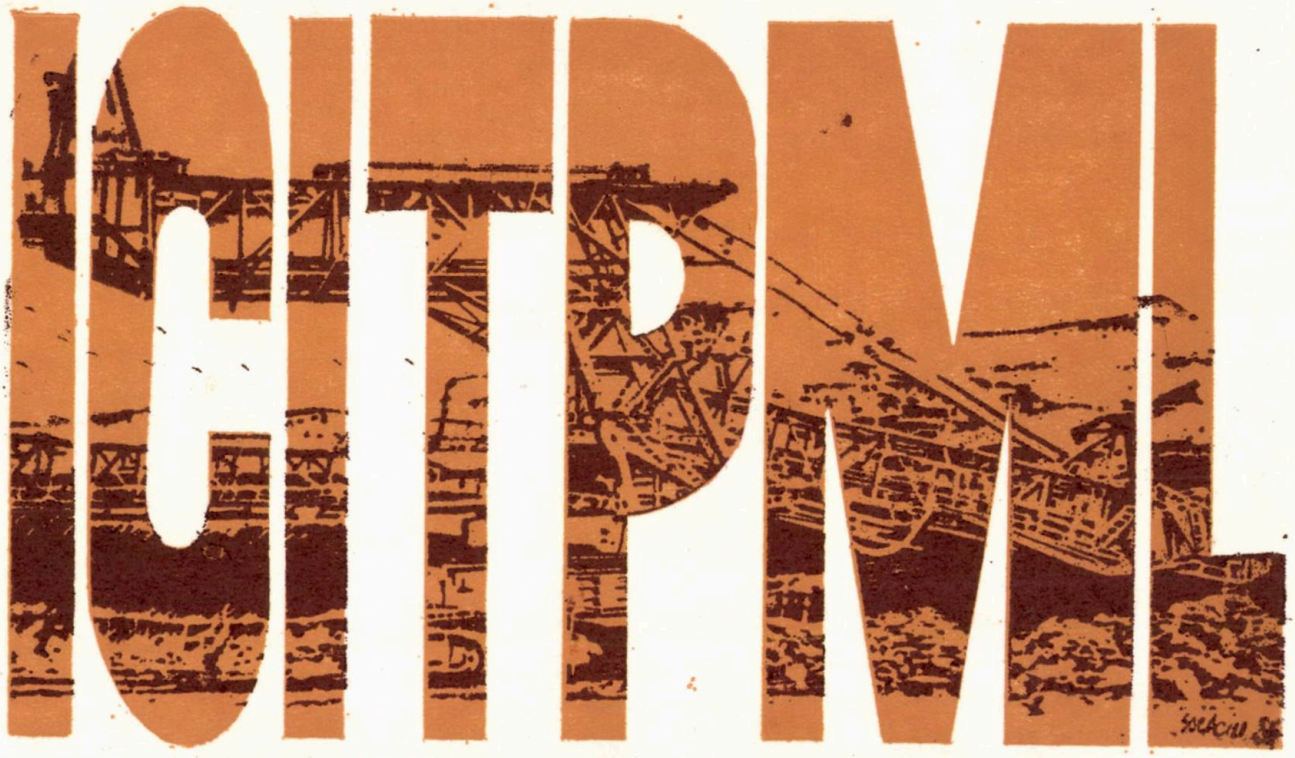
Soluțiile și concluziile cuprinse în lucrare sînt fundamentate științific pe un volum mare de cercetări teoretice și experimentale, acest lucru conferindu-i calitatea de a constitui un îndreptar prețios pentru colectivele de cercetări și proiectări miniere, prin punerea la îndemîna cadrelor de specialitate a unei metodologii de lucru în domeniul cunoașterii metodelor de exploatare a zăcămintelor de minereuri metalifere și a tehnologiilor de lucru din cadrul acestora.

Șef. lucr. ing. **D. Bădulescu**

ORSZÁGOS MŰSZAKI INFORMÁCIÓS KÖZPONTI ÉS KÖNYVTÁR 1883

MINISTERUL MINELOR, PETROLULUI SI GEOLOGIEI
ICITPML · CRAIOVA · ROMANIA
STR. UNIRII 139

ICITPML



OFERA:

- CONSULTATII TEHNICE SI EXPERTIZE IN DOMENIUL EXPLOATARII LA ZI, AL CONSTRUCTIEI MINELOR PENTRU CARBUNE ENERGETIC, AL ASECARII ZACAMINTELOR.
- STUDII DE FEZABILITATE, CERCETARI TEHNOLOGICE SI PROIECTE PENTRU VALORIFICAREA ZACAMINTELOR DE CARBUNE ENERGETIC.
- STUDII DE FEZABILITATE, CERCETARI TEHNOLOGICE SI PROIECTE PENTRU EXPLOATAREA LA ZI SI ASECAREA ZACAMINTELOR.
- TEHNOLOGII SI PROIECTE PENTRU EXCAVAREA SI TRANSPORTUL IN EXPLOATARILE LA ZI.
- PROIECTE PENTRU LUCRARI DE ARTA, CONSTRUCTII CIVILE SI INDUSTRIALE, PROIECTE DE ORGANIZARE A SANTIERELOR MINIERE.
- STUDII SI CERCETARI GEOTEHNICE SI DE MECANICA ROCILOR.

MINISTERUL MINELOR, PETROLULUI SI GEOLOGIEI

INSTITUTUL DE CERCETARI SI PROIECTARI PENTRU PETROL SI GAZE - CIMPINA

Execută pentru partenerii săi:

STUDII

• studii geologice complexe privind elaborarea și fundamentarea programului de lucrări de prospecțiune și explorare în vederea stabilirii perspectivelor de hidrocarburi ale bazinelor sedimentare • studii de evaluare a rezervelor de prognoză și industriale și de prevedere a producției de hidrocarburi • studii și documentații tehnice privind extracția țițeiului din sonde/mine • studii privind interpretarea calitativă și cantitativă a diagrafiilor de sondă, elaborarea de programe și prelucrarea datelor la calculatoarele electronice • studii de exploatare a zăcămintelor de țiței și gaze • studii asupra metodelor de recuperare • studii economice și de optimizare • studii și cercetări privind forajul sondelor, extracția, transportul și distribuția gazelor naturale • procese și aparate de ardere a gazelor naturale.

DOCUMENTATII TEHNICE

• documentații tehnice (engineering) privind colectarea, separarea, încălzirea cu flacără directă, desulfurarea, depozitarea și transportul țițeiului, apei și gazelor • documentații tehnice pentru instalațiile de suprafață din șantiere • documentații tehnice privind amenajări de baze petroliere, instalații portuare pentru primirea și expedierea țițeiului și produselor petroliere • documentații tehnico-economice pentru investițiile privind forajul sondelor, extracția, distribuția și utilizarea gazelor naturale • documentații tehnice de instalații autotransportabile pentru intervenție la sonde și măsurători • documentații tehnice privind extracția țițeiului prin minerit și prelucrarea șisturilor petrolifere.

ANALIZE

• analize petrofizice (densitatea, susceptibilitatea și orientarea magnetică) • analize petrografice-mineralogice (determinări microscopice în secțiuni subțiri ale mineralelor grele și reziduurilor insolubile, granulometrii, conținutul în carbonați, determinări în raze X, analize termodiferențiale) • analize geochimice (determinarea elementelor anorganice, extracții cu solvenți, analize spectrografice, cromatografice, analize de țiței, apă și gaze) • analize paleontologice (microfaunistice, macrofaunistice și palinologice) • analiza diagrafiilor și evaluarea formațiilor • analize convenționale și speciale pentru carote (porozități, permeabilități, saturații în apă interstițială, presiuni capilare, permeabilități relative etc.) • analiza gazelor, condensatului, țițeiului și apei extrase din sonde • analiza fluidelor de foraj și a pastelor de cimentare a sondelor.

ALTE ACTIVITATI

• măsurarea presiunilor și a temperaturilor din sondele productive, analize P.V.T. • materiale noi (aditivi) pentru fluidele de foraj, pentru degajarea garniturii de foraj; paste de ciment, stimularea producției, dezemulsionarea, reducerea viscozității și tratarea țițeiului pentru transport, combaterea coroziunii, crustelor • dispozitive de control pentru activitatea de foraj, dispozitive de gaz-lift, aparate pentru evaluarea presiunii, temperaturii și colectarea probelor de țiței și gaze din sonde, mecanisme de ceasornic • aparate pentru determinarea presiunii de vapori și densității gazolinei • aparate pentru determinarea stabilității electrice a emulsiilor inverse • prese pentru testarea rezistenței pietrei de ciment • nivelmetre • instalații și pompe de injecție a chimicalelor pentru evacuarea lichidelor acumulate în gaura de sondă.

ICPPG CIMPINA, str. CULTURII nr.29
tel.973/36351,36352,36353,36354
cod 2150

E 1445

MINE PETROL GAZE

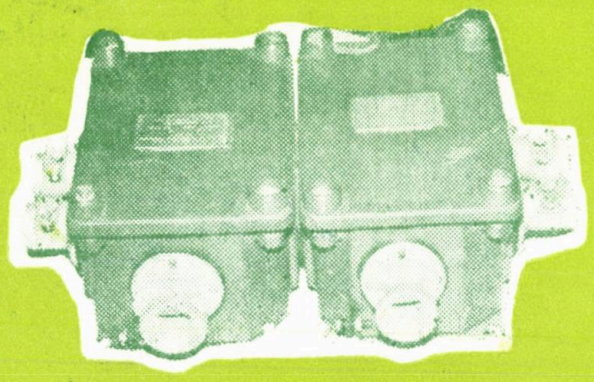
BUCUREŞTI – ROMÂNIA ◆ Vol. 38, aprilie 1987 4

MINISTERUL MINELOR, PETROLULUI ŞI GEOLOGIEI

COMBINATUL MINIER VALEA JIULUI

ÎNTREPRINDEREA DE PIESE DE SCHIMB REPARAŢII UTILAJE ŞI ECHIPAMENTE ELECTROTEHNICE MINIERE PETROŞANI

PRODUCE: CUTIE DE RAMIFICATIE MODULARA



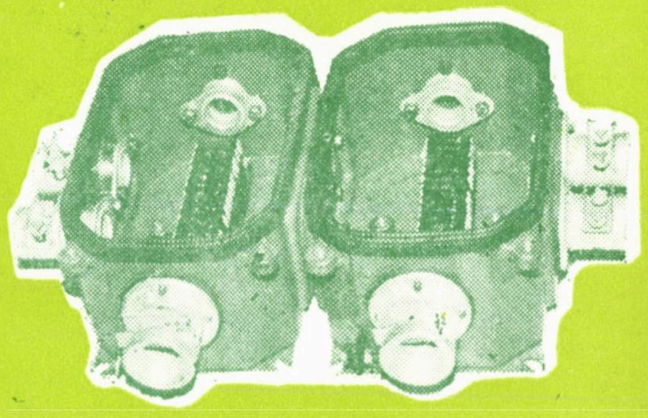
IPSRUEEM PETROŞANI

SE UTILIZEAZA IN INSTALATIILE TELEGRIZUMETRICE PENTRU REALIZAREA CONEXIUNILOR PE TRONSOANELE PRINCIPALE DE CABLURI CU NUMAR MARE DE CONDUCTOARE.

In principiu, un modul se compune dintr-o cutie de tablă închisă etanş cu un capac din tablă ambutisată. In interior este prevăzut cu un şir de cleme.
Racordarea cablurilor se face prin introducătoare de cablu. Cutiile se pot cupla formînd şiruri de cutii.

CARACTERISTICI TEHNICE:

- dimensiuni de gabarit: 270 x 222 x 117 mm;
- introducătoare: 6 buc.
- circuite de racordare: 15 buc.
- modul de protecţie: ExiI;
- grad de protecţie normală: IP 54;
- masa informativă: 4 kg.



IPSRUEEM PETROŞANI,
str. Lunca nr. 115,
tel. 44902, 43962, 44462,
interior 120, telex 032814.

E 1445

MINE, PETROL ŞI GAZE

ORGAN AL MINISTERULUI MINELOR, PETROLULUI ŞI GEOLOGIEI

ANUL XXXVIII

Nr. 4 1987

CUPRINS

Mataca, E. **Metodă de exploatare cu subminare în faţa frontului** 157

Rebeleanu, V., Gavriliu Viorica **Aplicarea susţinerii ancorate la lucrările miniere** 163

Cosma, R., Mercus, D., Mercus Ana, Brânda, V., Hâncu Laura **Caracterizarea perlitului din zăcământul Oraşu Nou — Mujdeni** 168

Tocan, I. **Unele consideraţii privind efectele realizate prin instalarea filtrelor metalice simple în sondă în dreptul stratului productiv** 173

Blank Lelia, Constantin Valeria **Folosirea poliacrilamidelor hidrolizate în ape de zăcământ cu ioni divalenţi** 177

Pavel, A., Voicu, I. **Hidrotensoare şi instalaţii cu hidrotensoare folosite pentru strîngerea şuruburilor şi prezoanelor de dimensiuni mari** 190

COLEGIUL DE REDACŢIE

Ing. VASILE SCRIPAŢ, preşedinte ; dr. ing. **GHEORGHE ALDEA** ; ing. **ŞTEFAN BENEA** ; dr. geol. **IOSIF BERCIA** ; ing. **TEODOR BORU** ; dr. ing. **GHEORGHE DONŢOV DANU** ; dr. ing. **IANCU GEANGĂLĂ** ; dr. ing. **FLOREA NEAGU** ; ing. **NICOLAE PANTILIE** ; **ELENA VRÂNCEANU**, redactor.

REZUMATE

C.Z. 622.274 523 : 622.332 : 622.284.9

Mataca, E. *Metodă de exploatare cu subminare în faţa frontului*

În articol se prezintă avantajele folosirii metodei de exploatare cu subminare în faţa frontului în minele de lignit : productivitatea ridicată, consumuri materiale reduse, gradul ridicat de recuperare a rezervei. În perspectivă se propune folosirea acestei metode în cazul exploatării cu complexul mecanizat de susţinere dotat cu sprijinitor de front cu poziţie variabilă şi funcţie portantă.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 4, 1987

C.Z. 622.281.74/76 : 622.283.74/76 : 622.284.74/76

Rebeleanu, V., Gavriliu Viorica *Aplicarea susţinerii ancorate la lucrările miniere*

După ce se face o trecere în revistă a celor mai utilizate tipuri de susţinere cu ancore pe plan mondial, se prezintă stadiul actual al principalelor tipuri de susţineri cu ancore folosite în industria minieră românească, precum şi avantajele şi perspectivele folosirii acestora.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. nr. 38, nr. 4, 1987

C.Z. 552.323 : 553. 535 : 622.353.4

Cosma, R. ş.a. *Caracterizarea perlitului din zăcământul Oraşu Nou — Mujdeni*

Se prezintă caracterizarea mineralogică şi petrografică a regiunii, compoziţia chimică a perlitelor din zăcământul Mujdeni, sorturile de perlit şi se ajunge la concluzia că în componenţa acestuia intră : sticlă vulcanică (88—94%), cristobalit (1 —2%) şi montmorillonit (5 — 10%).

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 4, 1987

C.Z. 622.323 : 622.245.224

Tocan, I. *Unele consideraţii privind efectele realizate prin instalarea filtrelor metalice simple în sondă, în dreptul stratului productiv*

Sînt prezentate principalele aspecte teoretice şi practice cu privire la efectele ce se obţin prin instalarea în sondă, în dreptul stratului productiv alcătuit din nisip neconsolidat, a unor filtre metalice cu şliţuri (fante) sau cu orificii. Sînt date metode de calcul pentru stabilirea mărimii deschiderilor unui filtru în vederea realizării unui proces eficient de reţinere a nisipului în strat şi relaţii de calcul pentru estimarea factorilor efectului pseudoskin. Este expusă, de asemenea, metodologia de calcul a elementelor care caracterizează modificările ce au loc în sistem datorită prezenţei unui filtru de nisip în sondă.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 4, 1987

C.Z. 547 : 542 938 : 622.243.143

Blank Lelia, Constantin Valeria *Folosirea poliacrilamidelor hidrolizate în ape de zăcământ cu ioni divalenţi*

Se analizează principalii parametri care condiţionează stabilitatea poliacrilamidelor hidrolizate în ape de injecţie şi de zăcământ conţinînd ioni divalenţi. Comportarea ca viscozitate a polimerilor şi tendinţa de precipitare sau insolubilizare a polimerilor, în condiţii de şantier, nu pot fi prevăzute, luînd în consideraţie numai conţinutul în ioni divalenţi, ci întreaga încărcătură ionică a soluţiei. În vecinătatea curbei de solubilizare, descreşterea viscozităţii intrinseci şi creşterea constantei Huggins indică atingerea unor condiţii cvasi θ.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 4, 1987

C.Z. 622.24. 053 :621.882 : 621.881

Pavel, A., Voicu, I. *Hidrotensoare şi instalaţii cu hidrotensoare folosite pentru strîngerea şuruburilor şi prezoanelor de dimensiuni mari*

Se face sinteza tipurilor de hidrotensoare şi de instalaţii cu hidrotensoare folosite în practica internaţională. Se prezintă hidrotensoarele şi instalaţia cu hidrotensoare de tip I.P.G. Ploieşti, destinate strîngerii controlate şi productive a şuruburilor (prezoanelor) de dimensiuni mari ale garniturilor de prăjini flanşate utilizate în practica forării sondelor cu diametre mari.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 4, 1987

CONTENTS

C. Z. 622. 274 523 : 622 332 : 622 284.9

Mataca, E. *Front face caving mining methods*
The article presents the advantages of the front face caving method in the lignite mines : high productivity, low materials consumption, high level reserve recovery. It is suggested that in the future this method should be applied with powered roof supports equipped with face spras with variable position and bearing function.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 4, 1987

C.Z. 622.281.74/76 : 622.283.74/76 : 622.284.74/76

Rebeleanu, V., Gavriliu, Viorica *Application of anchor bolt support in mining workings*
After having reviewed the most largely utilized anchor bolt supports worldwide, the present status of the main types used in the Romanian mining industry, their advantages and prospects are presented.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 4, 1987

C.Z. 552.323 : 553.535 : 622.353.5

Cosma, R. et al. *Description of the perlite from the Orașu Nou — Mujdeni deposit*
The mineralogic and petrographic description of the region, the chemical breakdown of the perlites in the Mujdeni deposit, the perlite varieties are presented and the conclusion is reached that it contains : volcanic glass (88—94%), cristoballite (1—2%) and montmorillonite (5—10%).

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 4, 1987

C. Z. 622. 323 : 622. 245.224

Tocan, I. *Some considerations regarding the effects obtained by installing simple metallic filters in the well in line with the producing horizon*
The main theoretical and practical aspects are presented regarding the effects obtained by installing metallic slot or orifice filters in the well, in line with the horizon consisting of unconsolidated sand. Calculation methods are indicated in order to establish the proper filter slot size for an efficient process of sand retainment in the bed, as well as calculation relations to estimate the pseudoskin effect factors. Also the methodology is outlined for the calculations of elements characterizing the modifications taking place in the system, due to the presence of a sand filter in the well.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 4, 198·

C. Z. 547 : 542.938 : 622.243.143

Blank Lelia, Constantin Valeria *Utilization of hydrolized polyacrylic amides in deposit waters with divalent ions*
The main parameters conditioning the stability of the hydrolized polyacrylic amides in the injection and deposit waters containing divalent ions are presented. The viscosity behaviour of the polymers and their precipitation or insolubilization tendency, under field conditions, can be predicted by taking into account the whole ionic load of the solution, and not from the divalent ion contents only. In the vicinity of the solubility curve the decrease of the Huggins' constant indicate the reaching of quasi θ conditions.

Mine, Pretrol şi Gaze, vol. 38, nr. 4, 1987

C.Z. 622.24.053 : 621.882 : 621.881

Pavel, A., Voicu, I. *Hydrotensors and hydrotensor installations used for large size bolt and stud pressing*
An overview of the hydrotensors and hydrotensor installations used in the internatonal practice is made. The hydrotensors and the hydrotensor installations developed at the Institute for Petroleum and Gas Ploiești are presented. They are used for the efficient and controlled pressing of the large size bolts and studs of the flanged rod strings in large diametre well drilling.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 4, 1987

СОДЕРЖАНИЕ

C.Z. 622.274.523 : 622 332 : 622.284.9

Матака, Э. *Метод разработки подрыванием перед забоем*
В статье представлены выгоды использования метода разработки подрыванием перед забоем на лигнитных шахтах: высокая производительность, невысокие материальные расходы, высокий паказатель рекуперации запасов. В перспективе предлагается применение этого метода при разработке механизированным комплексом, оборудованным забойной подпорой с изменчивым положением и несущей способностью.
Ключевые слова: метод, разработка, подрывание, выгоды, лигнитные шахты, расходы, перспектив.

Mine, Petrol, şi Gaze, vol. 38, nr. 4, 1987

C.Z. 622.281.74/76 : 622.283.74/76 : 622.284.74/76

Ребеляну, В., Гаврилиу Виорика *Применение анкерной крепи на горных выработках*
После выявления самых использованных типов крепления анкерами на мировом плане, представляется настоящая стадия главных типов крепления анкерами, используемые в румынской горной промышленности, а также выгоды и перспективы их использования.
Ключевые слова: анкерная крепь, горные выработки, стадия, румынская горная промышленность, выгоды, перспективы.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 4, 1987

C.Z. 552.323 : 553. 535 : 622.353.5

Косма, Р. и др. *Характеризирование перлита месторождения Орашу Ноу-Муждень*
Представляется минералогическая и петрографическая характеристика района, химический состав перлита месторождения Муждень, типы перлита и найдён вывод, что в составе перлита входят:обсидиан (88—94%), кристобалит (1—2%) и монтмориллонит (5—10%).
Ключевые слова: перлит, характеристика, месторождение Муждень, состав.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 4, 1987

C.Z. 622.323 : 622.245.224

Токан, И. *Некоторые соображения о полученных эффектах установлением простых металлических фильтров в скважину, напротив продуктивного пласт*
Представлены главные теоретические и практически виды эффектов полученных установлением в скважину

напротив продултивного пласта в составе неукреплённого песка, металлических фильтров с шлицами или отверстиями. Описаны методы расчёта для определения размеров отверстий фильтра в виду получения эффективного процесса сдержания песка в пласте и расчётные соотношения для оценки факторов псевдоскинного эффекта. Тоже представляется расчётная методика элементов, характеризующих изменения в системе из-за получения фильтра песка в скважине.

Ключевые слова: соображения, эффекты, металлические фильтры, продуктивный пласт, метод расчёта.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 4, 1987

C. Z. 547 : 542. 938 : 622.243. 143

Бланк Лелия, Константин Валерия *Использование полиакриламидов, гидролизированных в водах месторождения с дивалентными йонами*

Анализируются главные параметры, обусловливающие стабильность полиакриламидов, гидролизированных в инъекционных водах и месторождения с дивалентными йонами.Не могут быть предвидены поведение как вязкость полимеров и склонность к осаждению или нерастворению полимеров, на условиях стройки, учитывая, не только содержание дивалентных йонов, а также все йоновые элементы раствора. В близости кривой стабильности, уменьшение внутренней вязкости и повышение постоянной Хуггинса указывают на достижение условий квази θ.

Ключевые слова: полиакриламид, дивалентные йоны, параметры, вязкость, стабильность.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 4, 1987

C.Z .622.24. 053 : 621.882 : 621.881

Павел, А., Войку, И. *Гидротензоры и установки с гидротензорами, используемые для подвинчивания винтов и шпилек больших размеров*

Представляются главные типы гидротензоров и установок с гидротензорами, используемых в мировой практике. Представляются гидротензоры и установка с гидротензорами типа И.П.Г. Плоешть, предназначены для контрольного и продуктивного подвинчивания винтов (шпилек) больших размеров ставов фланцевых штанг, используемых в практике бурения скважин большого диаметра.

Ключевые слова: гидротензоры, установка, подвинчивание, винты, шпильки, фланцевые штанги, бурение, скважина.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 4, 1987

SOMMAIRE

C.Z. 622.274.523 : 622.332 : 622.284.9

Mataca, E. *Méthode d'exploitation par soutirage devant ta taille*

On présente les avantages de l'utilisation de la méthode d'exploitation par soutirage devant la taille dans les mines de lignite : productivité élevée, consommations de matériaux réduites, degrée élevée de récupération des réserves. On propose en perspective l'utilisation de cette méthode dans les exploitations avec des complexes à l'action continue prévus avec des plaques métalliques pour le soutènement de la taille, à position variable et fonction portante.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 4, 1987

C.Z. 622.281.74/76 : 622.283.74/76 : 622.284.74/76

Rebeleanu, V., Gavriliu Viorica *L'utilisation du soutènement boulonné dans les travaux miniers*

On passe en revue les plus connus types de soutènements boulonnés utilisés dans le monde, puis on présente le stade actuel des principaux types de soutènements utilisés dans l'industrie minière roumaine, de même que les avantages et les perspectives de l'utilisation de ceux-ci.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 4, 1987

C.Z.552.323 : 553.535 : 622.353.5

Cosma, R. et al. *La caractérisation de la perlite du gisement Oraşu Nou Mujdeni*

On présente la caractérisation minéralogique et pétrographique de la région, la composition chimique des perlites les types de perlite et on arrive à la conclusion qu'elles sont composées par : du verre volcanique (88—94%), du cristobalite (1—2%) et du montmorillonite (5—10%).

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 4, 1987

C.Z. 622.323 : 622.245.224

Tocan, I. *Certaines remarques concernant les effets réalisés par l'insallation des filtres métalliques simples dans le puits en face de la couche productive*

On présente les principaux aspects théoriques et pratiques concernant les effets qu'on obtient par l'installation dans la sonde, devant la couche productive, formée par du sable non-consolidé, des filtres métalliques avec des fantes ou des orifices. On donne des méthodes de calcul pour l'établissement de la dimmension des ouvertures d'un filtre en vue de réaliser un processus efficient de retention du sable dans la couche et des relations de calcul pour l'estimation des facteurs de l'effet pseudoskin. On expose, de même, la méthodologie de calcul des elements qui caractérisent les modifications qui ont lieu dans le système, dû à la présence d'un filtre de sable dans le puits.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 4, 1987

C.Z. 547 : 542.938 : 622.243.143

Blank Lelia, Constantin Valeria *L'utilisation des polyacrylamides dans les eaux de gisement à ions bivalents*

On analyse les principaux paramètres qui conditionnent la stabilité des polyacrylamides hydrolisés dans les eaux d'injection et de gisement qui contiennent des ions bivalents. Le comportement de point de vue de la viscosité des polymères et la tendence de précipitation ou insollubilisation des polymères, dans des conditions de chantier, ne peuvent pas être prévus si on prend en considération seulement le contenu d'ions bivalents, mais toute la charge ionique, de la sollution. Dans le voisinage de la courbe de sollubilité, la réduction de la viscosité intrinsèque et l'augmentation de la constante Huggins indiquent la réalisation des conditions quasi-θ.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 4, 1987

C.Z 622.24.053 : 621.882 : 621.881

Pavel, A., Voicu, I. *Hydrotenseurs et instalations à hydrotenseurs utilisés pour serrer les vis et les boulons à tige filetée de grandes dimmensions*

On fait la synthèse des types de hydrotenseurs et d'installations à hydrotenseurs utilisés dans la pratique internationale. On présente les hydrotenseurs et les installations à

hydrotenseurs type I.P.G. Ploieşti, destinés au serrement controlé et productif des vis(boulons) de grandes dimmensions des trains de tiges utilisés dans la pratique du forage des puits à grands diamètre.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 4, 1987

INHALT

C.Z. 622.274.523 : 622.332 : 622.284.9

Mataca, E. *Vorstossbruchbaumethode*
In dem Artikel werden die Vorteile der Anwendung der Vorstossbruchbaumethode in den Lignitgruben vorgestellt : hohe Produktivität, niedriger Materialaufwand, hoher Vorratsgewinnungsgrad. Für die Zukunft wird die Anwendung dieser Methode in Zusammenhang mit der mechanisierten Ausbauausrüstung mit tragfähiger Stosspreize mit variabler Stellung vorgeschlagen.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 4, 1987

C. Z. 622.281.74/76 : 622.283.74/76 : 622.284.74/76

Rebeleanu, V., Gavriliu Viorica *Die Anwendung des Ankerausbaus in Grubenbauen*
Nach einem Überschau der weltweit am meisten benutzten Ankerausbautypen, wird der gegenwärtige Stand der in der rumänischem Bergbau angewandten Ankerausbauhaupttypen, sowie deren Vorteile und Anwendungsaussichten vorgestellt.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 4, 1987

C.Z. 552.323 : 553.535 : 622.353.5

Cosma, R. et al. *Beschreibung des Perlits von der Lagerstätte Oraşu Nou — Mujdeni*
Vorgestellt wird die mineralogische und petrographische Beschreibung der Region, die chemische Zusammensetzung der Perlite von der Lagerstätte, die Perlitsorten und die Folgerung wird erreicht dass die Komponenz aus den folgenden Anteilen besteht : vulkanisches Glas (88—94%), Cristobalit (1—2%) und Montmorillonit (5—10%).

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 4, 1987

C.Z. 622.323 : 622.245.224

Tocan, I. *Einige Betrachtungen über die Wirkung des Einsatzes der einfachen metallischen Filter in den Bohrungen, in dem Förderhorizont*
Vorgestellt werden die theoretischen und praktischen Hauptaspekte der Wirkung die durch den Einsatz in der Bohrung, in dem aus unbefestigtem Sand bestehenden Förderhorizont von metallischen Schlitz-oder Lochfiltern erreicht werden. Rechnungsmethoden für die Bestimmung der Grösse der Filteröffnungen zwecks der Erreichung einer wirksamen Sandhemmung in der Schicht und Rechnungsbeziehungen für die Einschätzung der Faktoren des Pseudoskineffektes werden vorgestellt. Ausgezeichnet wird auch die Rechnungsmethodologie für die Elemente die die Änderungen charakterisieren, welche, im System, als Folge des Vorhandenseins eines Sandfilters in der Bohrung stattfinden.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 4, 1987

C. Z. 547 : 542. 938 : 622.243.143

Blank Lelia, Constantin Valeria *Anwendung von hydrolisierten Polyakrylamiden in Lagerstättenwässern mit divalenten Ionen*
Überprüft werden die Hauptparameter welche die Stabilitä der in divalenten Ionen enthaltenden Injektions - und Lagerstättenwässern hydrolisierten Polyakrylamiden bedingen. Das Viskositätsverhalten der Polymere und die Präzipitations - oder Unlöslichbarmachungstendenz der Polymere, unter Feldbedingungen, können unter der lediglichen Berücksichtigung des Anteiles an divalenten Ionen nicht vorhergesagt werden sondern nur unter Mitbetrachtung der sämtlichen ionischen Belastung der Lösung. In der Nachbarkeit der Lösbarkeitskurve zeigt die Verminderung der Eigenviskosität und die Erhöhung der Hugginschen Konstante die Erreichung von quasi -θ Bedingungen.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 4, 1987

C.Z.622.24.053 : 621.882 : 621.881

Pavel, A. Voicu, I. *Hydrotensoren und Hydrotensorenanlagen für das Anziehen von Schrauben und Prisonstiften grosser Abmessungen*

Ein Überblick der in der internationalen Praxis benutzten Hydrotensoren und Hydrotensorenanlagentypen wird gegeben. Vorgestellt werden die Hydrotensoren und die Hydrotensorenanlage des Institutes für Petroleum und Gase Ploieşti, für das wirksame und kontrollierte Anziehen der Schrauben (Prisonstiften) grosser Abmessungen von den geflanschten Gestängenfahrten welche in der Praxis der Grosslochbohrungen angewandt werden.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 4, 1987

Metodă de exploatare cu subminare în faţa frontului

Dr. ing. **E. Mataca**
I.C.I.T.P.M.L. Craiova

Experimentările cu complexul de susţinere CMA—2S au scos în evidenţă că acest tip de utilaj poate fi utilizat în cadrul unei noi tehnologii de lucru, care se poate aplica în stratele de lignit, în anumite condiţii şi pe zone în care grosimea stratului depăşeşte posibilităţile de tăiere sau susţinere.

Această metodă, care se integrează încadrul metodelor cu subminare, are o serie de particularităţi, în sensul că subminarea bancului superior de cărbune se realizează în faţa frontului de tăiere, iar sfărîmarea bulgărilor proveniţi din tavan se face cu combina de abataj.

În dezvoltarea sa, de-a lungul timpului, mineritul s-a orientat spre utilizarea în beneficiul tehnologiei din etapa respectivă, a unor particularităţi naturale ale zăcămintelor.

Astfel, însăşi cantonarea zăcămintelor de substanţe minerale utile în anumite roci, caracteristicile legate de tăiere, elemente geometrice, coexistanţă cu stratele înconjurătoare, determină metoda de extracţie care mai este condiţionată şi de aspectele economice, de nivelul tehnic general în etapa respectivă. Exemplul cel mai evident în acest sens îl constituie tehnologia de extracţie a petrolului, care a parcurs, în timp foarte scurt, etapele de erupţie liberă, extracţie prin pompaj, în prezent fiind luată în discuţie exploatarea prin lucrări miniere, cu scopul de a se putea realiza un grad ridicat de recuperare.

În domeniul exploatării minereurilor s-a recurs, de asemenea, la utilizarea în folosul extracţiei a unor caracteristici geo-miniere, particulare, rezultînd metodele de exploatare cu subminare, cu înmagazinare etc., care utilizează, în scopuri tehnologice, diferenţa dintre rezistenţa mai redusă a minereurilor şi tăria apreciabilă a rocilor înconjurătoare, atunci cînd această diferenţă există.

În ceea ce priveşte cărbunii, situaţia este mai dificilă, deoarece pericolul de autoaprindere, dificultăţile legate de existenţa gazelor limitează atît influenţa tehnologiei asupra rocilor, pe distanţe mari, cît şi abandonarea unor porţiuni de strat — combustibil — în zona exploatată. Cu toate acestea, în unele ţări s-a reuşit, cu deplin succes, exploatarea cărbunilor prin subminare, utilizînd, în mod inteligent, caracteristicile particulare ale zăcămintelor.

La Valenje, în R.S.F. Iugoslavia, s-a aplicat subminarea directă a stratului, folosindu-se metoda de exploatare cu abataje-cameră, avînd în vedere friabilitatea foarte pronunţată a stratului de cărbune, care curge practic ca un pietriş neconsolidat. Totuşi, datorită periculozităţii deosebite a acestei metode de exploatare, cu timpul s-a renunţat la utilizarea ei.

În Franţa, a fost utilizat un sistem de mare productivitate, care constă în construirea unui tavan de rezistenţă la extracţia primei felii, folosit ulterior la strivirea bancului intermediar, separarea acestuia de roca sterilă avînd şi rolul de susţinere a feliei de bază.

Ulterior, problema subminării, ca metodă de exploatare a stratelor groase cu mare productivitate, a fost elaborată prin prisma tehnologiilor de mecanizare complexă. Principiul utilizat în acest caz a constat în pistonarea acoperişului format din cărbune prin manevrarea normală a grinzii în timpul deplasării, ulterior frămîntînd tavanul cu un cap de grindă posterior, articulat şi acţionat hidraulic, soluţie practicată de unele firme din R. F. Germania. Cărbunele astfel derocat din tavan cade pe un al doilea transportor, amplasat în spatele susţinerii (fig. 1).

În Anglia, a fost încercată subminarea cu ajutorul susţinerii de tip scut, în partea îngrăditoare a susţinerii fiind practicată o fereastră prin care cade cărbunele frămîntat pe un al

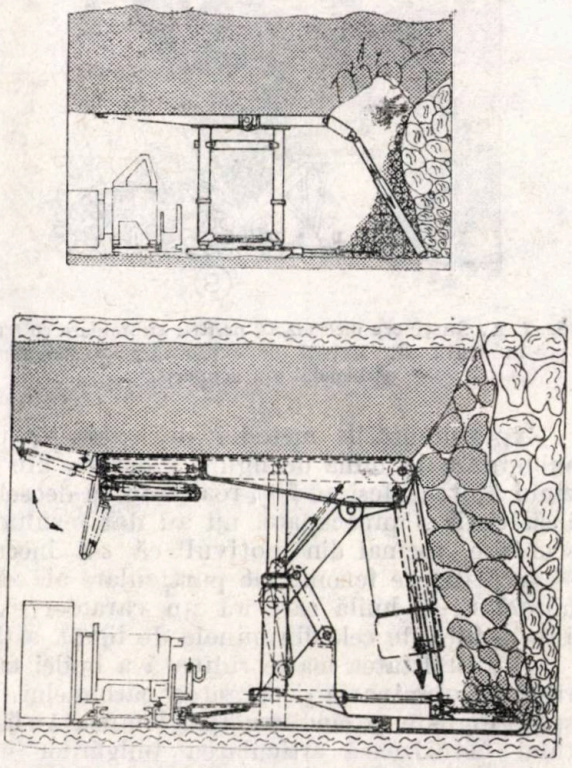


Fig. 1. Complexe mecanizate de abataj pentru subminarea cărbunelui din acoperiş.

doilea transportor (fig. 2), amplasat pe talpa susținerii. Tehnologia respectivă poate fi aplicată la metode de exploatare cu sau fără împărțirea stratului în felii, cu tavan artificial, cu banc deja subminat, cu subminare directă etc.

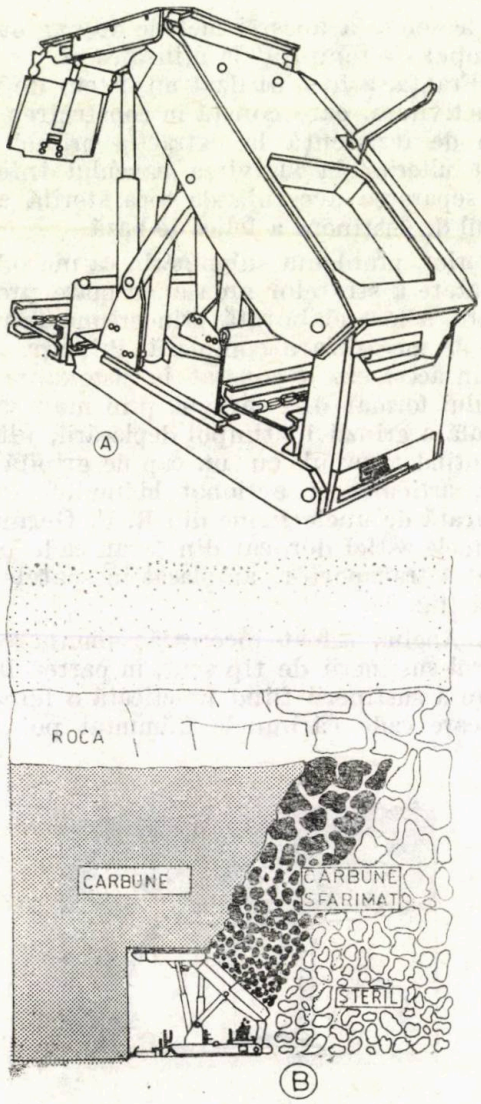


Fig. 2. *A*. Susținere mecanizată pentru subminare cu fereastra în scut; *B*. Metodă de exploatare cu subminarea cărbunelui din acoperiș.

Experimentările metodei de extracție prin subminare la mina de lignit Ploștina, din bazinul Motru, deși au fost realizate cu deosebită insistență și preocupare, nu au dat rezultatele scontate, tocmai din motivul că s-a încercat să se utilizeze fenomenele particulare ale zăcămintelor de huilă care au un caracter exact invers față de cele din minele de lignit, astfel :

— friabilitatea foarte ridicată a huilei favorizează subminarea și curgerea cărbunelui prin spații înguste, pe cînd structura lemnoasă a lignitului favorizează articularea bulgărilor mari între ei, iar deblocarea este uneori imposibilă chiar prin lucrări de împușcare ;

— fisurarea stratului de lignit constituie, din punctul de vedere al subminării, un fenomen dezavantajos, blocările între ele articulîndu-se pe o cinematică care mai ales blochează și nu eliberează gura de debitare ;

— caracteristica de bază a zăcămintelor de huilă constă în aceea că stratul de cărbune este mai puțin rezistent decît rocile înconjurătoare, din care cauză acoperișul tare apasă pe cărbune fracturîndu-l, iar surparea, producîndu-se mult mai tîrziu, permite o delimitare evidentă a cărbunelui de steril. În cazul lignitului, fenomenologia este exact inversă, cărbunele, fiind roca cea mai tare din complexul de strate, se rupe greu și, printre blocurile mari de cărbune fracturat, care se agață între ele, curg rocile moi din acoperiș, în special nisipul și borchișurile.

Luînd însă în considerare avantajele economice foarte mari ale metodelor de exploatare cu subminare, productivitatea ridicată, consumurile materiale reduse, precum și gradul ridicat de recuperare a rezervei, problema a fost reluată pe baza unor principii științifice, și anume :

- determinarea caracteristicilor particulare ale zăcămintelor, stabilirea parametrilor și a intensității de manifestare a acestora ;
- caracterizarea unor fenomene particulare cu aspecte tehnologice care ar permite aplicarea unor metode de exploatare cu subminare ;
- conceperea unei tehnologii de exploatare cu subminare adecvată condițiilor minelor de lignit ;
- crearea și realizarea unor utilaje care să corespundă concepției tehnologice.

Analizînd prin această prismă rezultatele lucrărilor de cercetare efectuate pînă în prezent, comparate cu experimentările susținerii mecanizate CMA—2S, dotată cu sprijinitor de front cu poziție variabilă și funcție portantă, poziționator-extractor de talpă și dispozitiv de poziționare a grinzii (fig. 3), rezultă următoarele :

— zăcămintele de lignit se caracterizează prin degradarea stratului la partea superioară, datorită circulației apelor prin stratele de nisip acoperitoare, la care se adaugă glisări ale acelorași zone din strat, ca urmare a deplasării intercalațiilor moi datorită mișcărilor orogenetice ;

— presiunea de reazem este amplificată datorită exploatării, iar stratul de cărbune se degradează din punctul de vedere al rezistențelor în zone superioare față de intercalații și în legătură directă cu fluajul acestora spre spațiul exploatat ;

— bulgării de cărbune, rezultați în urma fracturării cauzate de fenomenele naturale și tehnologice prezentate mai sus, nu pot fi mărunțiți, în vederea evacuării, decît prin tăiere cu combina.

Concluzia rezultată din aceste trei grupe de observații constă în aceea că orice încercare de

a submina stratul de lignit trebuie făcută obligatoriu în faţa frontului, pentru a utiliza frămîntarea naturală, la care se adaugă cea artificială, datorată presiunii de reazem, dar şi cu scopul ca bulgării proveniţi din tavan să poată fi tăiaţi cu combina, în vedrea evacuării pe transportor.

Noua metodă de exploatare, cu subminare, preconizată este confirmată şi de frecvenţa observaţiei realizate în practica exploatării, anume aceea că minerii utilizează, în mod curent, fenomenologia descrisă mai sus, la scuturarea secţiei de susţinere în timpul operaţiei de armare, în vederea suprainălţării secţiei de susţinere (fig. 4 şi 5).

Subminarea bancului superior de cărbune din tavanul abatajului, prin pistonări repetate ale grinzii, combinată cu modificarea poziţiei acesteia, este deja o practică curentă şi, prin acest procedeu, au fost obţinute cîteva milioane tone de cărbune.

Exploatarea prin subminare a unui banc de cărbune în faţa frontului a mai fost şi este încă practicată în ţara noastră în cazuri particulare ale exploatării.

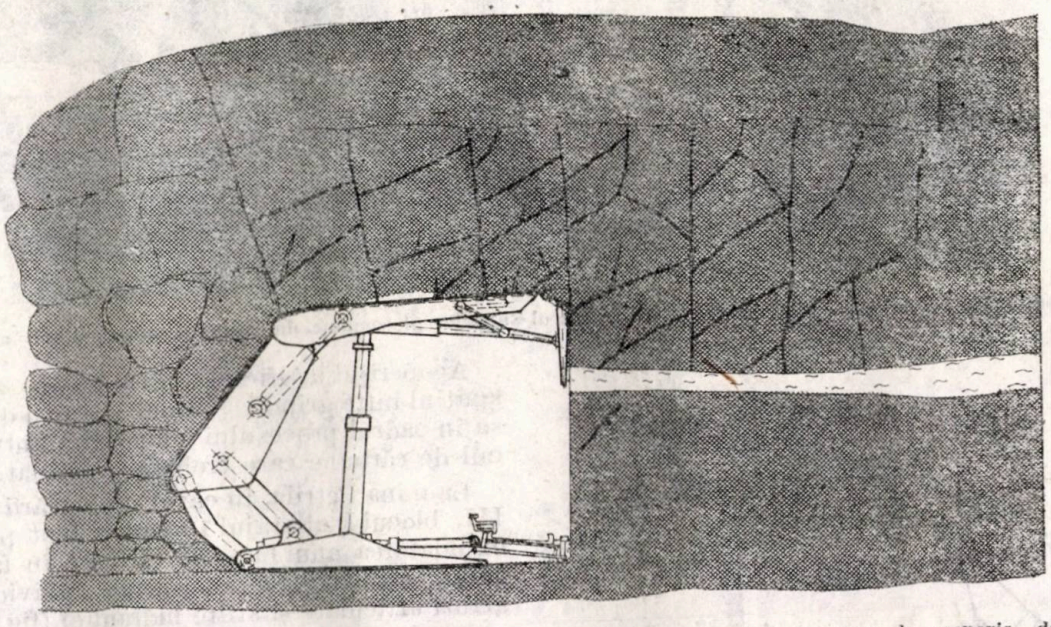


Fig. 3. Tehnologia actuală de lucru cu sprijinirea frontului şi lăsarea unui banc de cărbune mare la acoperiş, datorită instabilităţii cărbunelui degradat la partea superioară a stratului.

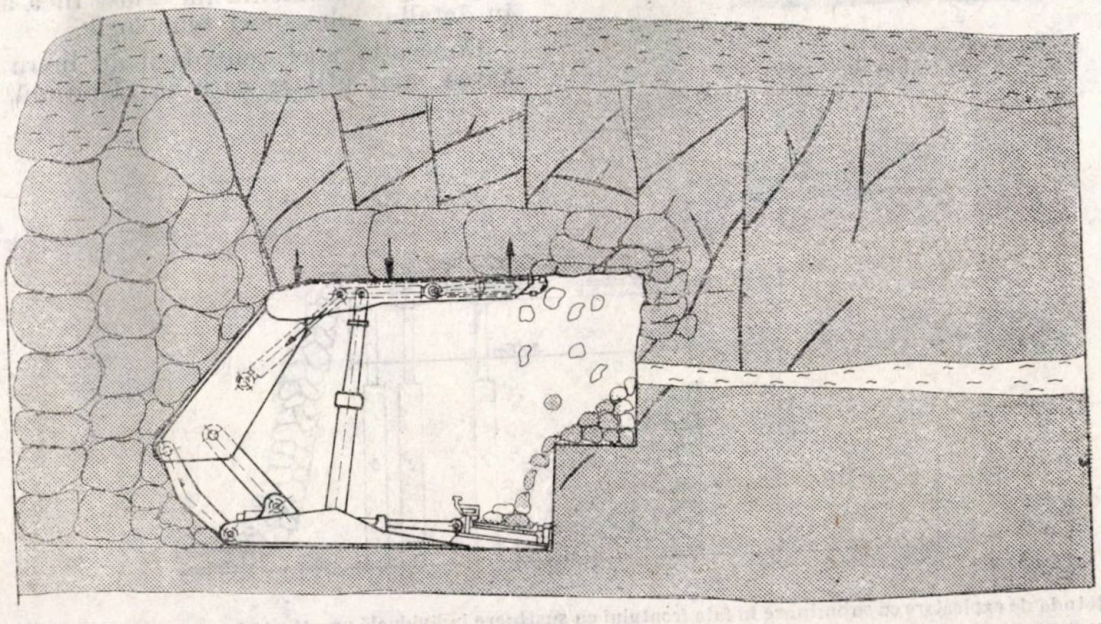


Fig. 4. Procedeu de lucru curent "de scuturare a secţiei" prin pistonarea acoperişului, în vederea suprainălţării susţinerii.

Astfel, la mina Lonea, în cazul utilizării complexelor 2OKP, se lăsa un banc de cărbune la tavan, cu o grosime de aproximativ 1 m, deasupra liniei de tăiere și de susținere, cărbune care era strivit prin apăsarea tavanului artificial și cădea pe transportor chiar înainte de tăierea cu combina (fig. 6).

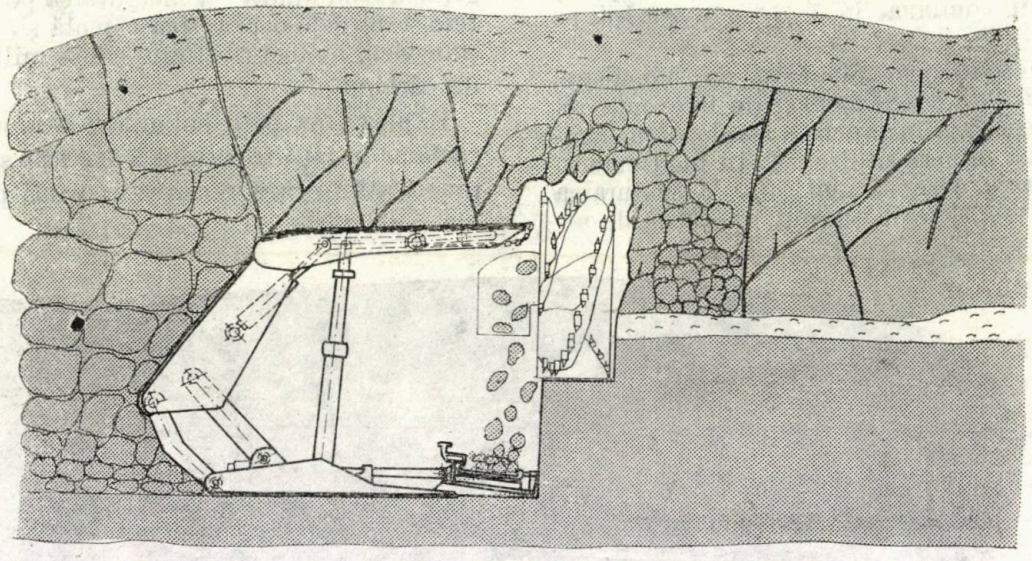


Fig. 5. Subminarea acoperișului prin manevre cu tamburul superior al combinei în vederea suprainălțării abatajului.

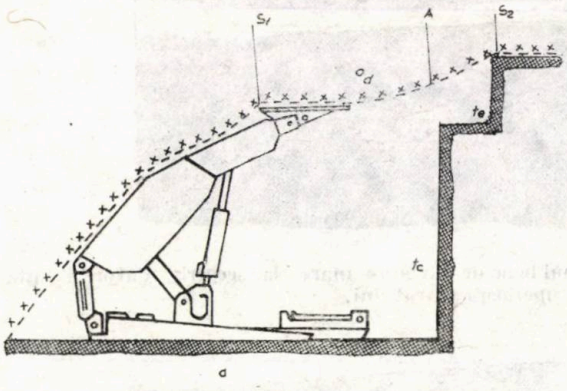


Fig. 6

Acoperișul artificial avea rolul de a proteja spațiul între grindă și front și, prin deplasarea sa în cadrul procesului tehnologic, antrena bancul de cărbune care trebuia subminat.

La mina Petrila, în cazul exploatării stratului III, blocul I, abatajul 13-vest, a fost practicată exploatarea unui banc de cărbune în fața frontului, utilizîndu-se susținerea individuală cu grinzi articulate și stîlpi hidraulici (fig. 7).

Prin urmare, există o experiență destul de bogată în domeniul exploatării prin subminare, dar această problemă nu a fost încă abordată, în detaliu, sub aspect tehnologic.

Concepția unei tehnologii de lucru și realizarea unor utilaje care să răspundă, în mod

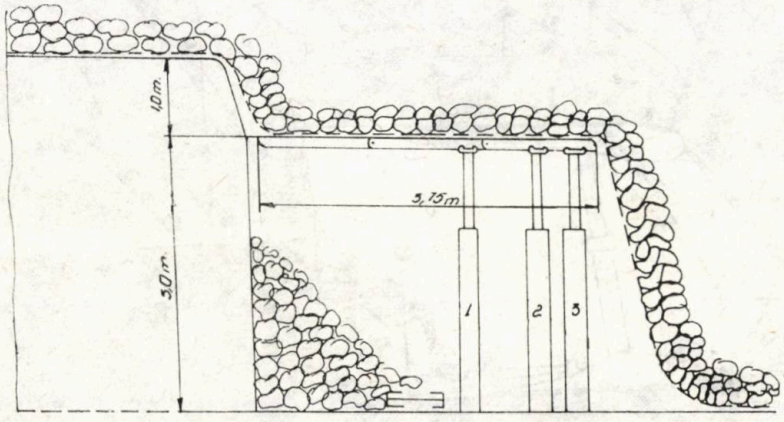


Fig. 7. Metoda de exploatare cu subminare în fața frontului cu susținere individuală practicată la mina Petrila, stratul III, blocul II, abatajul 13-vest.

tehnologic, fenomenologiei descrise, constituie un pas eficient pentru rezolvarea problemei exploatării prin subminare în minele de lignit.

În figura 8 este prezentată tehnologia de lucru cu subminare, utilizînd complexul CMA — 2S la care procesul de lucru în abataj se desfășoară în felul următor : se taie cu combina fișia normală de înălțime maximă a abatajului și o lungime de 5 — 10 m, funcție de stabilitatea acoperișului, fără să se procedeze la deplasarea secției pentru armare ; se procedează la subminarea bancului de cărbune prin pistonări repetate ale acoperișului, pînă cînd bancul de cărbune începe să curgă, iar în cazul în care curgerea nu se declanșează, se poate acționa cu încă o secție alăturată sau prin lovirea acoperișului cu spărgătorii de front.

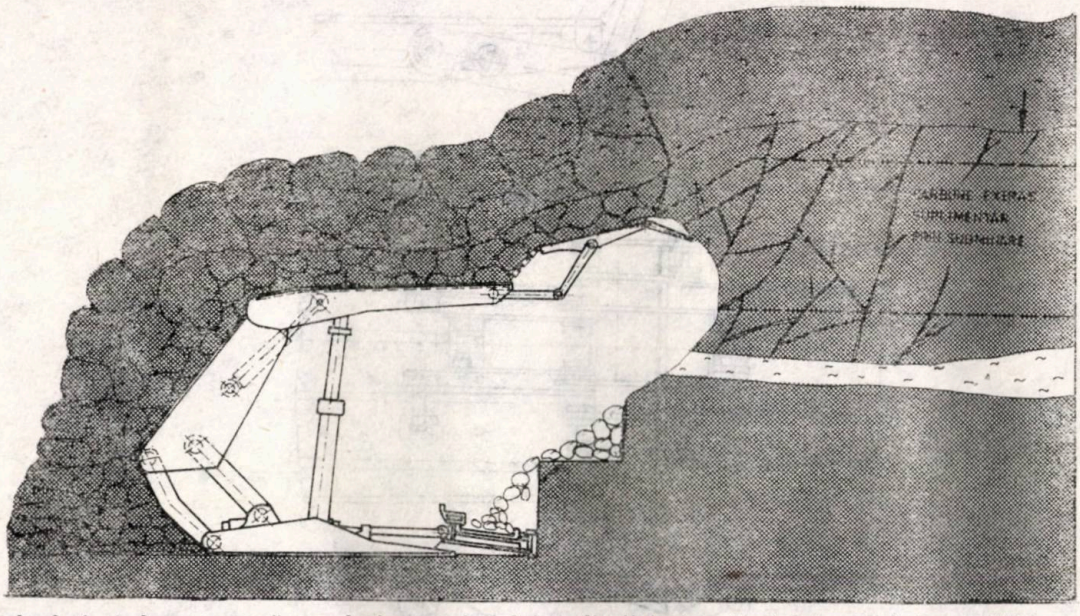


Fig. 8. Tehnologia de lucru propusă cu subminarea stratului de lignit în fața frontului, utilizînd capacitățile portante și cinematice ale grinzii și sprijinitorului, tăierea bulgărilor căzuți făcîndu-se cu combina.

Dacă subminarea capătă un caracter violent, existînd pericolul să se transforme în surpare care se extinde, se va proceda imediat la ridicarea sprijinitorilor, chiar dacă secțiile nu sînt

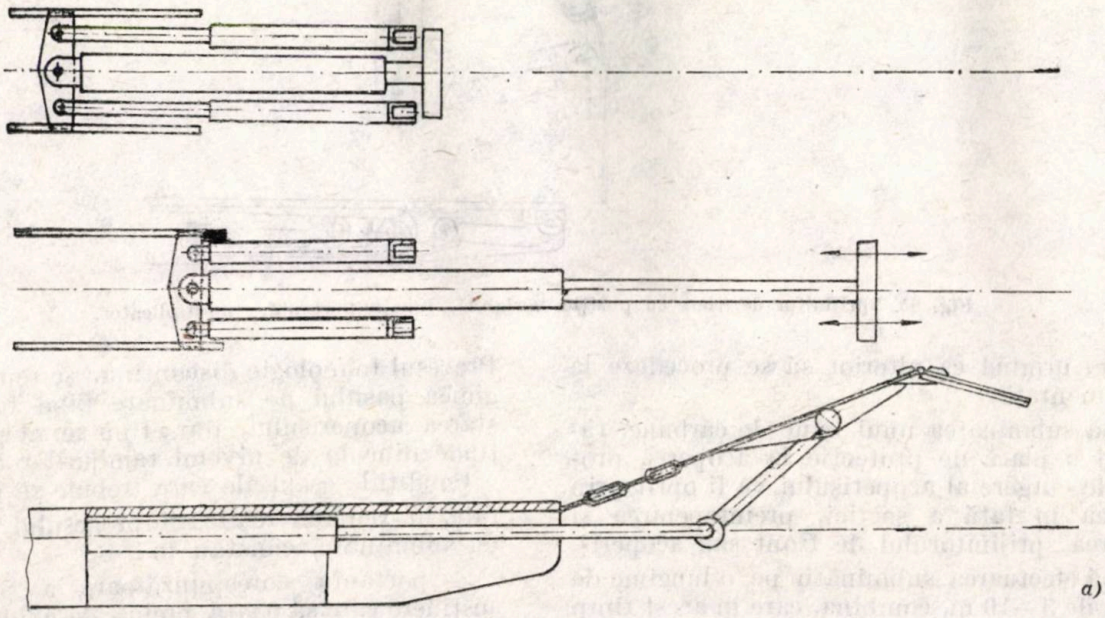


Fig. 9*a*. Acționare multiplicare pentru sprijinitorul de front.

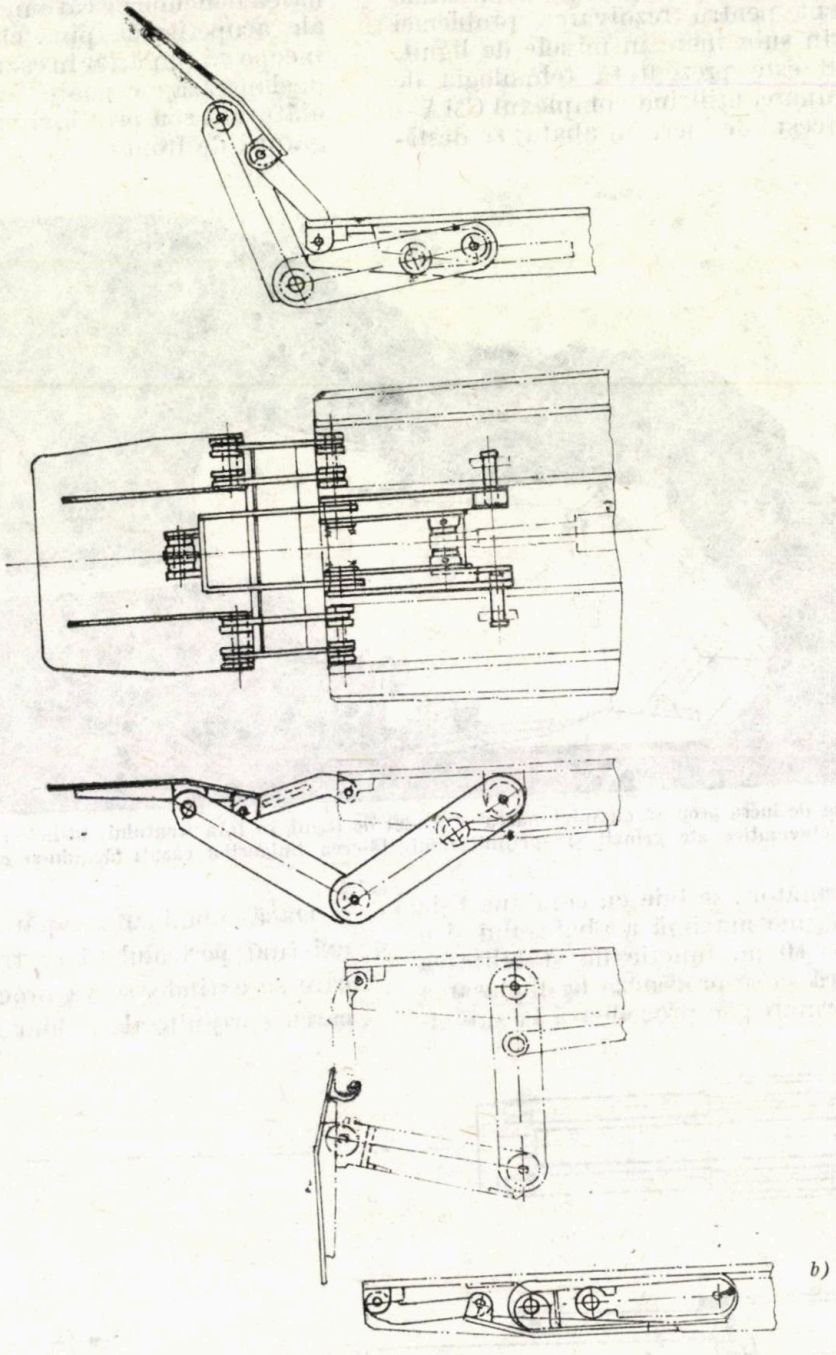


Fig. 9*b*. Sprijinitor de front cu poziție variabilă, funcție portantă, multiplicator.

armate, urmind ca ulterior să se procedeze la instrumentații.

După subminarea unui banc de cărbune, rămînind o placă de protecție la acoperiș, procesul de curgere al acoperișului va fi oprit prin armarea în față a secției, preîntepenirea și aplicarea sprijinitorului de front sau acoperiș.

După efectuarea subminării pe o lungime de abataj de 5—10 m, combina, care în acest timp a fost oprită, se întoarce în frontul de lucru pentru spargerea bulgărilor căzuți de la subminare. Procesul tehnologic discontinuu se repetă, lungimea pasului de subminare fiind funcție de starea acoperișului, dar el nu se va putea extinde dincolo de nivelul tamburilor combinei.

Condițiile esențiale care trebuie să fie asigurate, în vederea realizării procesului de lucru cu subminare, constau în :

— portanța corespunzătoare a secției de susținere care să poată prelua deschideri suplimentare ale acoperișului, precum și fenomene dinamice pe grindă;

— secţiile de susţinere să fie dotate cu sisteme de geometrizare (cilindri de colţ) foarte puternice, care să permită pistonarea controlată a acoperişului;

— sprijinitorii de colţ să permită poziţii variabile şi funcţie portantă, capabile să închidă eficient orice gură de debitare, atît din acoperiş, cît şi din front.

Experimentările efectuate cu noul sprijinitor de front cu poziţie variabilă şi funcţie portantă, din dotarea complexului de susţinere CMA—2S, au permis să se tragă o serie de concluzii privind perfecţionările posibile, în vederea creşterii eficienţei şi fiabilităţii.

Astfel, s-a constatat că principiul mecanismului pentalater este pe deplin compatibil cu condiţiile de lucru din minele de lignit, în sensul că deplasarea cu două grade de libertate, în condiţiile sistemului mecanic nedesmodrom, pînă la aplicarea suprafeţelor de sprijin de formă neregulată, după care urmează solidificarea sistemului, fapt ce constituie exact soluţia necesară pentru stabilizarea fronturilor şi acoperişurilor friabile.

În vederea îmbunătăţirii dispozitivului, o primă variantă luată în discuţie a constat în prelungirea cursei hidraulice pentru extinderea gamei de poziţii variabile (fig. 9*a*).

A doua variantă, mai simplă constructiv şi mai fiabilă, constă în modificarea punctului de aplicare a forţei pe lungimea pîrghiei active, soluţie care rezolvă şi o a doua problemă importantă de corelare a eforturilor, existînd posibilitatea de amplificare a distanţelor de sprijin şi de multiplicare a forţelor în barele sistemului pentalater (fig. 9*b*).

Fiind încă la început, tehnologia de lucru cu subminare, pentru condiţiile geologo-miniere particulare din minele de lignit, va putea fi perfecţionată în continuare.

Aplicarea susţinerii ancorate la lucrările miniere

Dr. ing. **V. Rebeleanu**
ing. **Viorica Gavrilin**
I.C.P.M.S.N. Cluj-Napoca

„Nu există susţinere mai bună decît masivul cu condiţia să fie puţin ajutat."
J. F. Raffoux

I. Introducere

Consolidarea masivelor de roci prin ancorare este un procedeu cunoscut de foarte multă vreme.

Astfel, triburile Baigas din Indii consolidau terenurile instabile prin introducerea în acestea a unor beţe de bambus. În antichitate, minerii de la minele de ardezie din sudul Franţei consolidau masivul de roci din jurul galeriilor şi puţurilor cu tije din lemn de alun, introduse în găuri [12 ; 13].

Adepţii acestor principii de asigurare a stabilităţii au crezut şi au pus în practică ideea fundamentală conform căreia „Nu există susţinere mai bună decît masivul, cu condiţia să fie puţin ajutat" [13].

Dacă exemple de utilizare a consolidării cu ancore nu lipsesc din literatura de specialitate, despre folosirea lor la scară industrială se poate vorbi mult mai tîrziu.

Cercetări privind introducerea curentă a tehnicii de consolidare cu ancore au fost iniţiate în S.U.A. (1947) sub impulsul „Bureau of Mines", în scopul reducerii frecvenţei accidentelor prin căderi de roci. Aici, procedeul consolidării cu ancore s-a extins foarte repede, datorită unor condiţii miniere favorabile (adîncime mică, roci rezistente), astfel că după 5 ani ancorele erau utilizate în peste 200 mine.

Tehnologia a fost apoi preluată în Europa de vest, unde a trebuit să fie adaptată pentru a putea fi utilizată în condiţii mult mai dificile.

În prezent, sistemul este utilizat în diverse variante în întreaga industrie minieră mondială.

II. Modul de acţionare a consolidării cu ancore asupra masivului. Avantajele pe care le oferă sistemul

Spre deosebire de sistemele de susţinere clasice, care intră în sarcină după deformarea sau fracturarea masivului de roci din jurul lucrărilor miniere, ancorarea acţionează direct asupra masivului de roci, realizînd:

- reducerea eforturilor de întindere şi de forfecare din jurul lucrărilor miniere [11 ; 31];

● creşterea capacităţii portante, respectiv a rezistenţei masivului din jurul lucrărilor miniere prin armarea masivului similar cu armăturile dintr-o grindă de beton armat [31];

● monolitizarea masivului, prin legarea rocilor fracturate din jurul lucrărilor miniere de masivul intact;

● omogenizarea caracteristicilor fizico-mecanice ale rocilor.

Aceste moduri de acţionare au fost demonstrate atît analitic, cît şi prin experimentări, rezultînd că sistemul de consolidare cu ancore poate transforma masivul de roci din jurul lucrărilor miniere din obiect al susţinerii în mijloc de susţinere.

Dintre avantajele generale pe care le oferă sistemul de consolidare cu ancore, menţionăm;

— creşterea secţiunii utile a lucrării miniere;

— elasticitate mare în ce priveşte densitatea susţinerii [23];

— masa materialului necesar susţinerii se reduce de 6—15 ori [16].

Ultimele tipuri de ancore utilizate pe plan mondial mai asigură:

● posibilitatea mecanizării complete a operaţiilor de susţinere [5; 7], conducînd la creşterea productivităţii muncii faţă de susţinerile clasice [13; 16; 17];

● reducerea volumului lucrărilor de întreţinere [9; 11; 23] şi a numărului de accidente cauzat de căderile de roci [13; 31].

Avantajele tehnice şi economice pe care le asigură procedeul au determinat extinderea rapidă a acestuia în tehnica minieră mondială, precum şi iniţierea de investigaţii pentru perfecţionarea — în continuare — a sistemului şi utilizarea în diverse condiţii geo-miniere.

III. Stadiul consolidării cu ancore a masivelor de roci din jurul lucrărilor miniere în alte ţări

O privire de ansamblu asupra procedeelor de consolidare cu ancore utilizate pe plan mondial este greu de prezentat, datorită diversităţii foarte mari a sistemelor aplicate. Din aceste motive, vom căuta să prezentăm numai tipurile de ancore care au avut o extindere mare, precum şi modul în care aceste sisteme au evoluat.

Primele tipuri de ancore utilizate pe scară largă în industria minieră au fost ancorele cu despicătură şi pană, dar acest sistem a oferit portanţă scăzută şi domeniu de aplicabilitate limitat.

În condiţiile rocilor moi, pana se putea înfige în fundul găurii în loc să pătrundă în despicătura tijei, iar în condiţiile unor roci prea dure apare posibilitatea uzurii buzelor despicăturii, în loc să pătrundă în pereţii găurii pentru fixarea ancorei. Din aceste considerente, ancora cu pană nu a putut oferi siguranţă în exploatare şi este practic dispărută din industria minieră modernă [5].

Ancora cu cap expandabil, deşi prezintă inconveniente în ceea ce priveşte realizarea unei tensionări controlate şi uniforme, precum şi posibilitatea slăbirii tensiunii sub influenţa şocurilor provocate de lucrările de împuşcare, continuă să fie utilizată frecvent în S.U.A. (cca. 60 mil. anual), în special în condiţii geo-miniere favorabile [1]. În condiţiile unor roci cu rezistenţă scăzută, ancorele cu cap expandabil s-au dovedit necorespunzătoare [13], motiv pentru care sistemul a fost înlocuit cu ancore cu fixare repartizată.

Ca liant pentru fixarea ancorelor s-a utilizat în prima fază betonul, care a prezentat inconveniente în ceea ce priveşte viteza de întărire, dificultăţi privind procedeele de punere în operă şi de realizare a unei mecanizări complete [11; 13; 28].

Pe parcurs, tehnologia de fixare cu beton s-a perfecţionat, o serie din inconvenientele menţionate mai sus s-au atenuat, dar, investigaţiile privind ancorarea fiind orientate şi spre alte materiale, a apărut ancora cu răşini.

Ancora fixată cu răşină s-a utilizat pentru prima dată în R.F.G. de către Steinkohlenbergbauverein, sub denumirea de „Klebanker" (ancore lipicioase) [13], în anul 1959. Pentru ancorare s-a utilizat răşina poliesterică preaccelerată, care era introdusă împreună cu o fiolă de întăritor într-un tub de sticlă (cartuş). Cartuşele cu răşină poliesterică confecţionate din tuburi de plastic s-au realizat pentru prima dată de serviciul tehnic al minelor de fier din Franţa, care de fapt a studiat, experimentat şi perfecţionat procedeul [7].

Dacă la început procedeul de consolidare cu ancore fixate cu răşini a avut o extindere limitată, o dată cu realizarea unor maşini specializate de plantare (Secoma, Jumbo etc.), ancora fixată cu răşini a cunoscut o extindere explozivă [13; 15]. Firma franceză CELTITE fabrică anual circa 12 000 000 fiole cu răşini poliesterice [28]. La minele de minereu din Lorena, ancorarea cu răşini a permis mecanizarea completă şi comanda de la distanţă a tuturor operaţiilor, astfel că din anul 1975 nu s-a plantat manual nici o ancoră [5]. Productivitatea la montarea ancorelor variază între 45 ancore/schimb [7] şi 110 ancore/schimb [5].

Pe lîngă posibilităţile de mecanizare, la punere în operă sistemul a oferit o serie de avantaje, ca:

● poate prelua sarcini la scurt timp după montare, sarcini care nu sînt afectate de unda de explozie;

● oferă siguranţă în funcţionare, iar neomogenitatea masivului influenţează mai puţin portanţa ancorei;

● procedeul este simplu, curat și depinde mai puțin de calificarea și conștiinciozitatea utilizatorului.

Performanțele obținute cu ancorele cu rășini au făcut ca, la unele mine, acestea să constituie singura susținere [12 ; 13]. Cu toate acestea, sistemul de ancorare cu rășini, fiind un sistem rigid, nu poate fi utilizat eficient în galeriile aflate în zona presiunilor de reazem, a lucrărilor miniere din zona de influență a exploatării sau a celor executate în masive de roci slabe.

În astfel de condiții, se impune, conformmecanismului de interacțiune ancoră-masiv, elaborat de Deere [1], utilizarea unui sistem de ancorare care să permită convergența lucrării miniere, fără ca ancora să-și piardă capacitatea portantă.

Pentru aceste condiții s-a proiectat și s-au realizat ancorele elastice tip Thysen [23], în mai multe variante.

Începutul deformației ancorelor Thysen se produce la sarcini de 100 kN, avînd capacitatea de alungire de 517 mm. Forța de rupere a acestor ancore este de 200 kN.

Utilizarea acestui sistem se face pe baza prognozării sarcinilor ce urmează a fi preluate, precum și a convergențelor estimate la aceste sarcini.

Acest tip de ancoră poate fi utilizat în condiții grele de presiuni și în zonele aflate sub influența exploatării.

Pe lîngă tipurile de ancore prezentate, se mai utilizează ancore tubulare, fixate cu explozie [3 ; 30], cu tuburi vălțuite sau netede. Se cunosc, de asemenea, ancore tubulare vălțuite din pereți subțiri tip „Svelleks" [3], care se dezdoaie sub efectul presiunii hidraulice dezvoltate de o pompă de înaltă presiune. Simplitatea construcției permite ca un om să monteze pînă la 50 ancore/oră.

În ultimul timp, a cunoscut o extindere foarte rapidă ancora „Split-Set", care s-a introdus în tehnica minieră din S.U.A. în 1977, iar pînă în ianuarie 1980 s-au folosit peste șapte milioane de astfel de ancore [1]. Ancora constă dintr-o țeavă crăpată, care se introduce forțat, cu ajutorul unui ciocan de abataj, în gaura forată. Astăzi acest tip de ancore se utilizează în R. P. Ungară [24], în U.R.S.S. [3], precum și în alte țări.

Pentru ancorare cu rășini se utilizează, în mod frecvent, tije metalice netede [11—17 ; 23—28] sau striate. Mai nou au apărut ancore din fibră de sticlă [14 ; 15], care au rezistențe la întindere apropiate de cele ale oțelului și au în plus proprietatea că pot fi tăiate.

Tijele de ancore din lemn, avînd variații mari în ceea ce privește rezistențele la întindere, se utilizează numai în condiții ușoare [16].

IV. Stadiul utilizării pe plan național a sistemului de consolidare cu ancore

Încercările privind consolidarea cu ancore în industria minieră românească datează din jurul anilor '60 și au evoluat asemănător cu etapele parcurse în tehnica minieră mondială, dar aplicabilitatea a avut caracter mai mult experimental.

Astfel, s-au experimentat ancore cu pană aproape în toate bazinele miniere [29 ; 32 ; 33], ancore din lemn presat (în bazinul Baia Mare), ancore betonate (I.C.H. Baia Mare, Valea Jiului) ancore cu cap expandabil (Întreprinderea metale rare), iar mai nou ancore fixate cu rășini.

La întreprinderile de construcții hidrotehnice, sistemul de consolidare cu ancore s-a implementat ca urmare a unor dificultăți întîmpinate la construcția hidrocentralei de pe Argeș, în anii 1962—1964.

Această lucrare a fost proiectată pentru executare, după metoda austriacă, cu două galerii suprapuse [32].

Degradarea și fracturarea rocilor de pe conturul galeriei, ca urmare a eforturilor de întindere și forfecare, au condus la utilizarea unei mari cantități de lemn pentru susținere și la greutăți în utilizarea sistemelor mecanizate pentru betonare.

Datorită acestor greutăți, s-a trecut la experimentarea consolidării masivului cu ancore.

Prin ancorare s-a realizat stabilizarea lucrării miniere, putîndu-se renunța la susținerea în lemn și trece la săparea profilului într-o singură etapă. În acest fel, lucrarea s-a executat înainte de termen, cu reducerea costurilor de manoperă și materiale.

Această experimentare a convins definitiv specialiștii de la unitățile de construcții hidrotehnice asupra avantajelor pe care le poate oferi sistemul, astfel că la acestea procedeul este generalizat ; se utilizează frecvent ancore betonate și ancore fixate cu rășini sintetice.

Cercetările privind realizarea și experimentarea ancorelor cu rășini sintetice s-au inițiat de I.C.P.M.S.N. Cluj-Napoca, avînd în vedere domeniul larg de utilizare a sistemului, precum și avantajele tehnico-economice prezentate.

Cercetările s-au finalizat prin omologarea fiolelor cu rășini și fabricarea lor în cadrul activității de microproducție din I.C.P.M.S.N.

Aceste fiole cu rășini sintetice se fabrică din materiale indigene, în două variante.

— *Varianta I* constă dintr-o eprubetă cu Ø = 26 mm și lungimea de 400 mm, umplută cu rășină poliesterică preaccelerată în amestec cu o făină minerală. Întăritorul este introdus în masa acestui amestec într-un tub închis cu Ø = 3 mm, după care eprubeta se închide cu un dop de parafină (fig. 1*a*).

— *Varianta a II-a* — liantul este introdus într-un tub de poliamidă cu Ø =

= 26 mm și lungimea de 330 mm, închis la capete prin capsare (fig. 1*b*).

Fiolele se livrează în cutii de 70 bucăți, împreună cu instrucțiunile de utilizare.

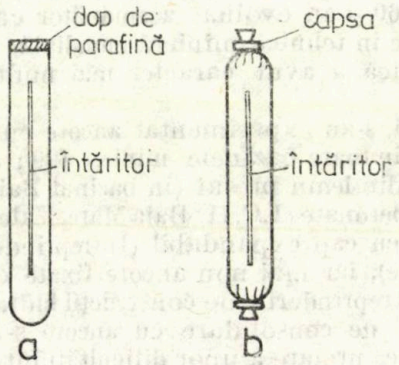


Fig. 1. Fiolă cu rășină poliesterică : *a* — în tub de sticlă ; *b* — în tub de poliamidă.

Ancorele metalice (fig. 2) se fabrică la Întreprinderea de reparații utilaj minier Tg. Jiu și se livrează pe bază de comandă.

Tehnologia este simplă și constă din :

- perforarea găurii, avînd lungimea egală cu lungimea ancorei și diametrul cu 8—10 mm mai mare decît diametrul ancorei. Utilizarea unor diametre mai mari conduce la scăderea portanței ancorei ca urmare a omogenizării necorespunzătoare a componenților fiolei sau umplerea defectuoasă a spațiului inelar;
- curățarea găurii cu aer comprimat ;
- introducerea a 1—3 fiole cu rășini, care se împing ușor în gaură cu ajutorul ancorei, pînă ating fundul găurii ;
- fixarea perforatorului pe ancoră prin intermediul unui adaptor și introducerea ancorei în gaură prin rotire cu perforatorul, cu o viteză de avansare de circa 1m/min. Cînd ancora atinge fundul găurii, rotirea continuă încă 5 secunde, după care se oprește. Se ține ancora cu mîna și se îndepărtează perforatorul.

După circa o oră de la montare, ancora poate fi pretensionată.

Fixarea ancorelor cu rășini se recomandă în condițiile viiturilor de apă prin găurile perforate.

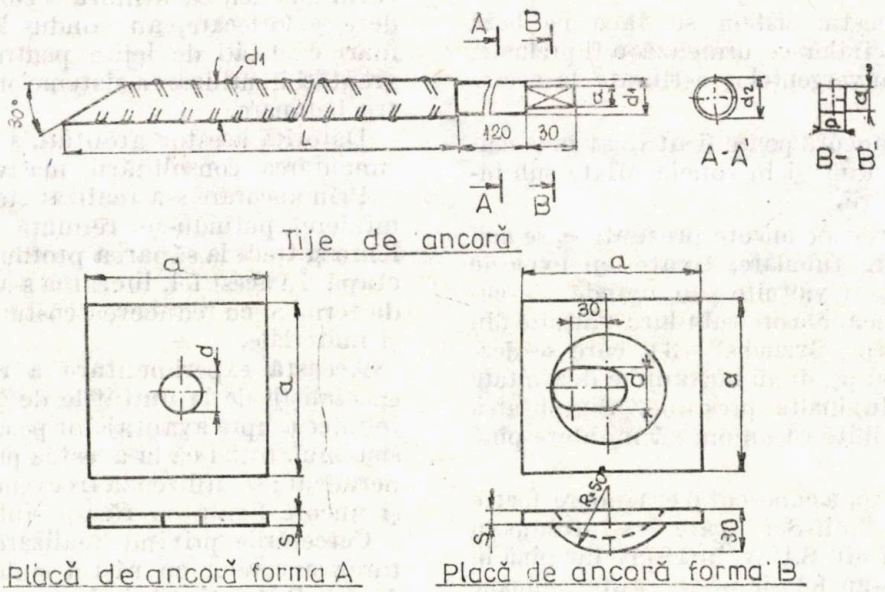


Fig. 2. Ancore m etalice.

Ancora se compune din tijă, placă și piuliță.

Tija ancorei se confecționează din oțel periodic PC—52 cu Ø = 20—28 mm și are lungimea între 1 000 și 2 300 mm, fiind executată în mai multe tipodimensiuni, conform STAS 10038/87.

Placa de ancoră are formă pătrată plată (forma *A*, fig. 2) sau concavă (forma *B*, fig. 2), avînd dimensiunile cuprinse între 100 × 100 și 200 × × 200 mm. Dimensiunile mari ale plăcii se utilizează în condițiile rocilor slabe.

La stabilirea tehnologiei de ancorare s-a avut în vedere folosirea utilajelor existente în dotarea unităților miniere (perforatoare P—90 sau PR—8).

În prezent, susținerea cu ancore fixate cu rășini se utilizează în mod curent la I.P.E.G. Harghita, la unele unități ale Centralei minereurilor Baia Mare, la I.P.E.G. Deva, I. M. Bălan, la unele unități ale întreprinderilor de construcții hidrotehnice etc.

În mod experimental, ancorele cu rășini sintetice s-au utilizat în diferite domenii la unele unități miniere din bazinul Valea Jiului, dintre care amintim :

— I. M. Paroșeni, orizont 475, stratul 18 [29], pentru reducerea sarcinilor pe susținere ;

— I. M. Livezeni, I. M. Lonea, I. M. Petrila, pentru consolidarea vetrei galeriilor ;

— I. M. Petrila, la repararea unui rostogol colector.

Acest sistem s-a mai experimentat și la unitățile Întreprinderii de foraj și lucrări geologice speciale în locul susținerii în lemn sau metal.

Lista unităților la care s-a utilizat sistemul este însă mult mai lungă.

În toate cazurile, consolidarea cu ancore a demonstrat eficiența procedeului prin stabilizarea lucrării miniere, reducerea sarcinilor pe susținere, eliminarea fenomenului de umflare a vetrei.

Se consumă anual circa 70 000 de fiole cu rășini sintetice.

Mai nou, ancorele cu rășini s-au extins și în alte domenii decît cele pentru asigurarea stabilității galeriilor. Astfel, se utilizează la fixarea moazelor pe papuci, în puțuri, la I. M. Bălan și la E. M. Băișoara, la fixarea utilajelor pe fundație, precum și consolidarea fundațiilor diferitelor utilaje.

V. Orientarea cercetărilor viitoare și măsuri necesare pentru extinderea procedeului

Consolidarea cu ancore, fiind una din cele mai importante rezerve de reducere a consumului de lemn și metal necesar susținerii lucrărilor miniere, se impune luarea — în continuare — a unor măsuri pentru extinderea procedeului și creșterea eficienței economice a acestuia:

- continuarea cercetărilor în vederea utilizării sistemului cu ancore elastice în condiții de roci slabe și în zonele de influență a exploatării;
- elaborarea instrucțiunilor de dimensionare, verificare și control a consolidării cu ancore, ca anexă la normele de protecția muncii în industria minieră;
- realizarea unei instalații specializate de plantat ancore, care să asigure o productivitate ridicată la aplicarea sistemului;
- dotarea tuturor unităților miniere cu dispozitive de verificare și control;
- instruirea personalului tehnic și de execuție de la unitățile miniere, în cadrul programului de reciclare, asupra sistemului de consolidare cu ancore și a performanțelor acestuia.

Bibliografie

[1] Scott, J. J. *Interior rock reinforcement*. Engineering and Mining Journal, nr. 9, 1980, p. 79—91.

[2] Adali, S., Rösel, Th. D. *Preliminary assessment of effect of grouted bolts in mine tunnels*. Mining Industry, Oct., 1980, p. 190.

[3] Juckimov, Ia. I. *Trubceataia ankernaia krepi*. Șahtnoe stroitelstvo, nr. 8, 1982, p. 26—28.

[4] Götze, W. *Planung von Ankerausbau Flöz-und Abbaustrecken*. Glückauf, nr. 17, 1981, p. 1107.

[5] *** *Roof bolting in French mines*. Mining Magazine, August, 1978, p. 165.

[6] *** *Nuovo tipo di bullone du ancoraggio*. Industria Mineraria, nr. 2, 1978, p. 142.

[7] Rochepeau, C. *Boulonnage mécanisé derrière un mineur continu*. Industrie minérale, nr. 5, 1977, p. 35.

[8] Gergowicz, Z. *Bemessung von Druckstollenauskleidingen unter Berücksichtigung des Einflusses der Gebirgsverankerung*. Rock Mechanics, supliment 7, p. 129—138.

[9] Gouilloux, C. *Quelques éléments de prix de revient du boulonnage*. Industrie minérale, nr. 5, 1977, p. 25.

[10] Șirakov, A. P. ș.a. *Kontrolno izmeritelnaia apparatura dlia akernoi krepi*. Șahtnoe stroitelstvo, p. 10—13.

[11] Iacobi, O. *Praxis der Gebirgsbeherrschung*. p. 418—421.

[12] Pot, F. *Le boulonnage des terrains, une revolution dans l'art des mines*. Industrie minérale, nr. 5, 1977, p. 9.

[13] Raffoux, J. J., Sinou, P. *Le developement du soutenement par boulonnage*. Industrie minérale, nr. 5, 1977, p. 11.

[14] Sinou, P., Dejean, M. *Les tipes de tiges de soutenement, leurs accessoires. Le materiel de pose*. Industrie minérale, nr. 5, 1977, p. 16.

[15] Stouls, L. *Das Ankern des Hagenden mit Klebankern*. IX Wutbergbau Kongress Düsseldorf, mai, 76— — IV — 22.

[16] Sirakov, A. P. *Perspektivi primeneniia ankernoi krepi v Kuzbase*. Ugoli, nr. 10, 1983, p. 19—24.

[17] Wingerning, P. *Der Weg zum Anker — Maschendraht — Verbundausbau der Eisenerzgrube Haverlahweise*. BHM, 4, 1979, p. 139—143.

[18] Melnicov, N. I., ș.a. *Ankernaia krepi s zakrepleniem o porodah bistrotverdeiușim fosfogipsovim sostavom*. Gornîi journal, nr. 10, 1985.

[19] Strelțov, E. V. *Soverșenstvovat kreplenie gornîh virabotok*. Șahtnoe stroitelstvo, nr. 1, 1985.

[20] Maksimov, A. P. ș.a. Novîe kombinirovannîe krepi kapitalnîh gornîh virabotok s napravlennîm ispolzovaniem nesuscei sposobnosti prikonturnogo masiva. Șahtnoe stroitelstvo, nr. 5, 1985.

[21] Malțev, Iu. N. ș.a. *Novîe konstrucții mejramnîh ograjdenii gornîh virabotok*. Șahtnoe stroitelstvo, nr. 9, 1985.

[22] Pokotii, ș.a. *Primenenie kanatno-ankernoi krepi v usloviiah severouralskogo boksitovogo rudnika*. Șahtnoe stroitelstvo, nr. 9, 1985.

[23] Baur, J. *Weiterentwicklung der Ankertechnik durch Dehanker*. Glückauf, nr. 13, 1985.

[24] Moser, K. *A közelhorgonyas a Mecseki erebanyakban*. Banyaszat, nr. 2, 1985.

[25] Dorogi, K. *Közelhorgonyzas a Dorogi Szenbanyaknal*. Banyaszat, nr. 3, 1985.

[26] *** — Prospectele firmei „CELTITE"

[27] *** — Prospectele firmei „Nobles Explosives Company Limited" — Patrone „Rotaset".

[28] Gassimbola, A. *Armarea lucrărilor subterane prin buloane, o nouă tehnică de fixare a elementelor de susținere a lucrărilor din subteran*. Conferință ținută la Săptămîna tehnicii franceze

[29] Leț u, N. ș.a. *Susținerea lucrărilor miniere cu ancore la minele de cărbuni*. Studiu I.M.P., 1980.

[30] Bohus, G. *Csohorgonyzas robbantasus rögzitéssel*. Banyaszat, 7, 1985.

[31] Tincelin, E. *Mode d'action et règles du boulonnage*. Comunicare organizată de M.M.P.G. la Geomin, febr. 1980.

[32] Benea, St. ș.a. *Susținerea cu ancore și toreret*. Ed. tehnică, 1967.

[33] Rebeleanu, V. ș.a. *Reducerea consumului sau înlocuirea lemnului și metalului în lucrările miniere subterane*. Studiu I.C.P.M.S.N., 1976—1980.

Caracterizarea perlitului din zăcămîntul Orașu Nou—Mujdeni

Ing. **R. Cosma**, lect. geol. **D. Mercus**, lect. ing. **Ana Mercus**, asist. ing. **V. Brânda**, ing. **Laura Hâneu**
Universitatea din București

I. Context geologic

Zăcămîntul Orașu Nou — Mujdeni are caracter de unicat, fiind singura acumulare de perlit din România, dispunînd și de cele mai mari rezerve de bentonită de pe teritoriul țării.

Complexul de vulcanite de la Orașu Nou, dispus peste formațiuni pre-badeniene, aparținînd Dacidelor orientale, se încadrează în elevația Livada — Orașu Nou — Săpînța (Borcoș și al., 1980). Vîrsta vulcanitelor acide este atribuită fie badenianului (Paucă, 1964; Seiceanu, 1968; Sagatovici, 1970), fie sarmațianului (Bîrlea, 1966), fie ponțianului (Kovacs, Paulini, 1977).

Fondul petrografic al zonei este alcătuit din magmatite de tip riolitic (obsidian, riolite vitrofirice, sticle riolitice devitrificate; Mercus et al., 1984), la care se adaugă ca produse asociate perlite și bentonite. Schița geologică a perimetrului Orașu Nou, cu localizarea acumulărilor de bentonite și perlite, este redată în figura 1.

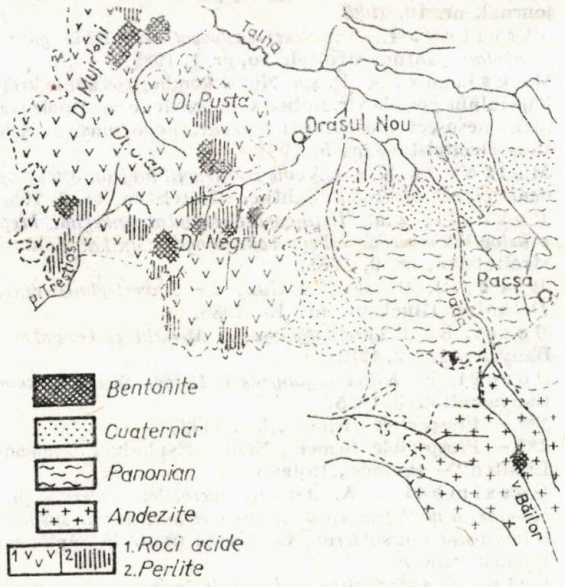


Fig. 1. Schița geologică a perimetrului Orașu Nou, jud. Satu Mare.

La alcătuirea geologică a zonei carierei noi Mujdeni iau parte toate varietățile petrografice cunoscute în perimetru, remarcîndu-se două particularități:

- grosimea copertei argiloase este mai mică decît în cariera veche, atingînd maximum 10,40 m în forajul 106 IPEG;
- rocile utile — bentonita și perlitul — sînt prezente atît în frontul carierei, cît și în majoritatea forajelor executate, existînd o continuitate mai bună a nivelelor exploatabile față de vechea carieră.

Deschiderea progresivă a carierei noi Mujdeni, în cursul anului 1986, a permis cartarea detaliată a formațiunilor din fronturi. Astfel, în frontul treptei I (inferioară), se remarca la 08.04.1986 următoarea succesiune (fig. 2):

— sol argilos, 0,2 — 0,7 m;
— perlit bentonitizat, 0,3 — 0,8 m;
— perlit, 0,0 — 0,4 m;
— bentonită, 1,3 — 2,8 m.

În frontul treptei a II-a (superioară), nivelul perlitic este absent, consemnîndu-se următoarea litologie (fig. 3):

— sol argilos, cu fragmente de riolite, 0,4—0,8 m;
— perlit bentonitizat, 0,3 — 0,9 m;
— bentonită, 1,2—2,3 m.

La cote superioare, în deschiderile din debleul drumului, la circa 200 m VNV de carieră, grosimea nivelului de perlit este mai mare, atingînd 5,2 m (fig. 4). De asemenea, în aceste deschideri se observă și riolite în facies ignimbritic, care constituie fondul petrografic al zonei. Grosimea riolitelor atinge 3,1 m în deschiderile menționate (fig. 5).

Avansarea frontului carierei a condus la o mai bună deschidere a depozitelor din zonă. Coloana litologică a formațiunilor din frontul

CARIERA NOUĂ—MUJDENI

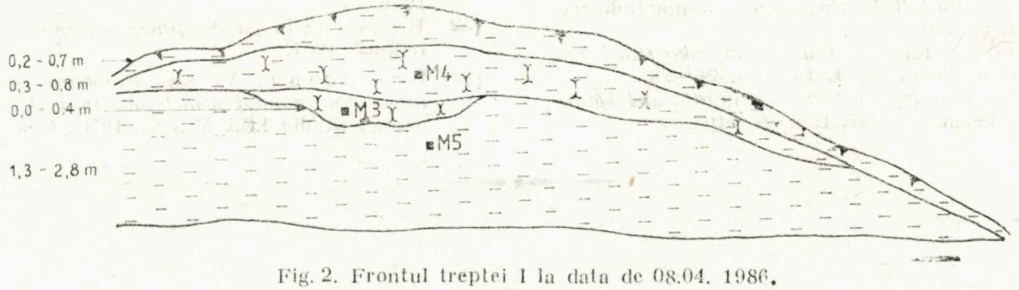


Fig. 2. Frontul treptei I la data de 08.04. 1986.

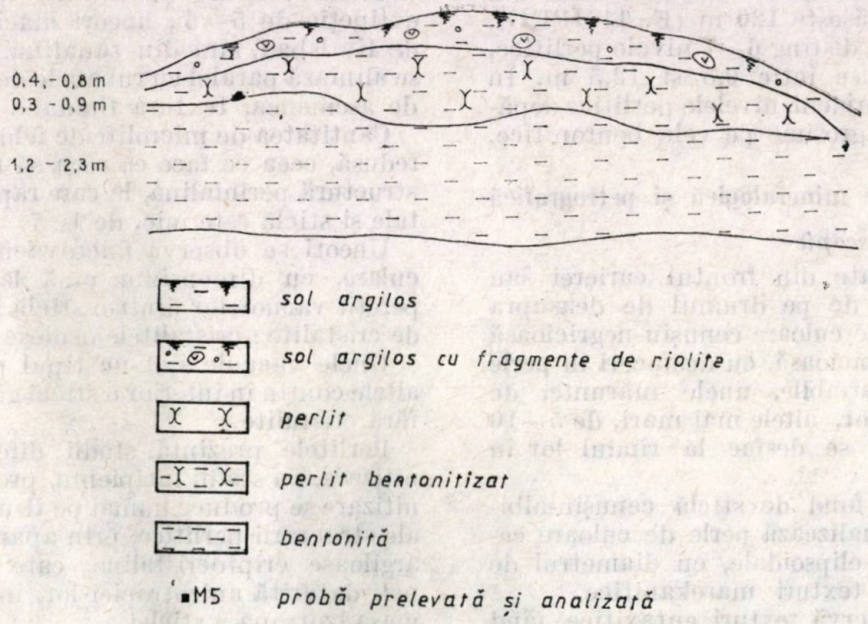


Fig. 3. Frontul treptei a II-a la data de 09.04. 1986.

COLOANE LITOLOGICE ÎN PERIMETRUL ORAȘU NOU — MUJDENI

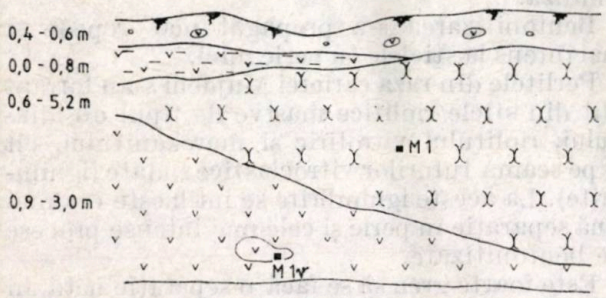


Fig. 4. Deschidere în debleul drumului la 200 m VNV de carieră.

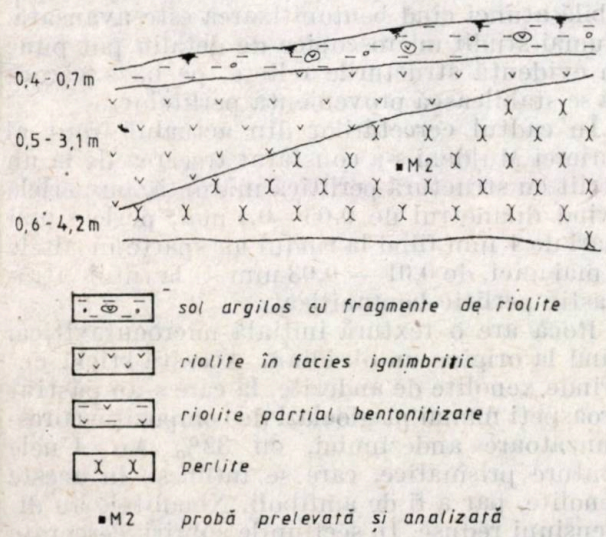


Fig. 5. Deschidere în debleul drumului la 150 m VNV de carieră.

CARIERA NOUA MUJDENI

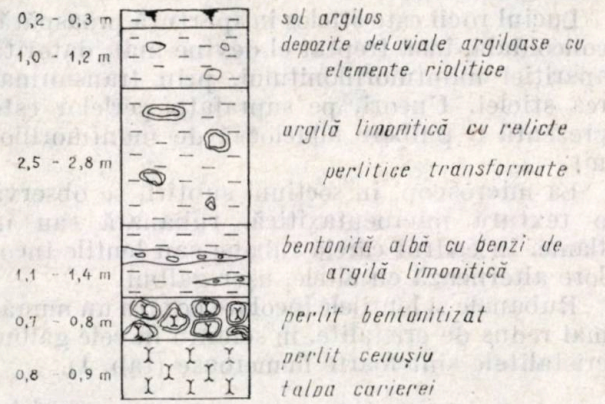


Fig. 6. Coloana litologică a frontului treptei a II-a (superioară) a carierei Mujdeni la data de 29.07.1986.

treptei a II-a (superioară) a carierei Mujdeni, la data de 29.07.1986, se prezenta astfel (fig. 6):

- sol argilos, 0,2—0,3 m;
- argilă deluviană cu elemente rilotice, 1,0—1,2 m;
- argilă limonitică cu relicte perlitice, 2,5—2,8 m;
- bentonită albă cu benzi limonitice, 1,1—1,4 m;
- perlit bentonitizat, 0,7—0,8 m;
- perlit, 0,8—0,9 m.

În această succesiune litologică, complexul util (perlit + perlit bentonitizat + bentonită) reprezintă circa 40%. Ponderea substanțelor utile, raportată la grosimea cumulată a depozitelor din carieră, este relativ redusă:

- perlit, 10—15%;
- bentonită 5—20%.

Grosimea totală a rocilor vulcanice acide din zona Mujdeni depășește 120 m (F. 11 IPEG). În unele foraje se disting 6—7 nivele perlitice, cu grosimi cuprinse între 0,5 și 12,5 m. În ansamblul zonei Mujdeni, nivelele perlitice depășesc ca număr și grosime pe cele bentonitice.

II. Caracterizare mineralogică și petrografică

1. *Studiul microscopic*

Perlitele cercetate din frontul carierei sau din aflorimentele de pe drumul de deasupra carierei sînt roci de culoare cenușiu-negricioasă pînă la cenușiu-albicioasă, cu desfaceri în perle de dimensiuni variabile, unele mărunte, de ordinul milimetrilor, altele mai mari, de 5—10 cm. Perlele mari se desfac la rîndul lor în perle mărunte.

Uneori, pe un fond de sticlă cenușiu-albicioasă, se individualizează perle de culoare cenușiu-negricioasă, elipsoidale, cu diametrul de 4 — 6 mm, dînd texturi marekanitice.

Frecvent se observă texturi eutaxitice, cînd benzi sau lentile sticloase, de culoare cenușie, alternează cu altele de culoare alb-cenușie.

Spărtura perlitică este ulterioară formării texturii eutaxitice.

Luciul rocii este sticlos în spărtură proaspătă, concoidală, însă treptat el devine mat, datorită apariției montmorillonitului, prin transformarea sticlei. Uneori, pe suprafața perlelor este prezentă o pulbere albicioasă de montmorillonit.

La microscop, în secțiuni subțiri, se observă o textură microeutaxitică, rubanată sau în flame, în cadrul căreia rubane sau lentile incolore alternează cu altele, ușor gălbui.

Rubanele și lentilele incolore conțin un număr mai redus de cristalite, în schimb în cele gălbui cristalitele sînt foarte numeroase (tab. 1).

Tabelul 1

Compoziția petrografică a perlitelor din cariera Mujdeni

Nr. probei	Component	Conținut, %
M_1; M_2; M_3; M_4	1. Masa fundamentală	95—99
	— sticlă incoloră sau galben-brun deschis	30—65
	— cristalite	40—60
	— microlite (plagioclaz, sanidină)	2—6
	2. Xenolite	0—3

Predomină cristalele în formă de bastonașe-longulite sau de haltere-clavulite, uneori apar și cristale scheletice.

Cele mai multe cristalite par a fi de feldspați, ca și cristalele scheletice.

Unele globulite, cu relief ridicat și aspect izotrop, s-ar putea să fie embrioni de magnetit.

Cristalitele imprimă rocii microtextură fluidală.

Unele cristale prismatice de feldspat, cu extincție de 5—6°, uneori maclate după legea de Karlsbad, sînt din sanidină. Aceste cristale se aliniază paralel cu rubanele de sticlă, marcînd, de asemenea, textura fluidală.

Cantitatea de microlite de feldspat este totuși redusă, ceea ce face ca roca să fie încadrată la structură perihialină, la care raportul între cristale și sticlă este mic, de 1 : 7.

Uneori se observă microvacuole perfect circulare, cu dimensiuni pînă la 0,15 mm, cu pereții vacuolelor dintr-o sticlă incoloră, lipsită de cristalite; cristalitele ocolesc vacuolele.

Unele vacuole sînt de tipul porilor deschiși, altele conțin în interior o sticlă gălbuie, izotropă, fără cristalite.

Perlitele prezintă stadii diferite de bentonitizare. În stadii incipiente, procesul de bentonitizare se produce numai pe fisurile concentrice ale structurii perlitice, prin apariția mineralelor argiloase criptocristaline, care se evidențiază net, datorită anizotropiei lor, în comparație cu masa izotropă a sticlei.

În stadii mai avansate, bentonitizarea atacă și părțile interioare ale perlelor, roca căpătînd un aspect tulbure, iar în nicoli încrucișați se prezintă ca o masă anizotropă, criptocristalină, confuză.

Bentonitizarea s-a propagat mai repede și mai intens la sticlele cu perle mici.

Perlitele din raza carierei Mujdeni s-au format atît din sticle riolitice masive de tipul obsidianului, riolitului vitrofiric și marekanitului, cît și pe seama tufurilor vitroclastice sudate (ignimbrite). La aceste ignimbrite se întîlnește cea mai fină separație în perle și cele mai intense procese de bentonitizare.

Este foarte greu să se facă o separație netă, în carieră, între perlitele formate pe seama sticlelor vulcanice și cele provenite din tufuri vitroclastice. Această separație devine aproape imposibilă atunci cînd bentonitizarea este avansată. Numai studii microscopice de detaliu pot pune în evidență structurile relicte, pe baza cărora să se stabilească proveniența perlitelor.

În cadrul cercetărilor din actualul front al carierei Mujdeni s-a constatat trecerea de la un perlit cu structură perlitică măruntă, cu perlele avînd diametrul de 0,05—0,1 mm, perlele mai mari de 1 mm fiind la rîndul lor sparte în altele și mai mici, de 0,01 — 0,03 mm — la tuful vitroclastic perlitic bentonitizat.

Roca are o textură inițială microeutaxitică, fiind la origine un obsidian. Această sticlă cuprinde xenolite de andezite, la care s-au păstrat proaspeți numai plagioclazi de compoziție corespunzătoare andezinului, cu 32% An. Unele conture prismatice, care se întîlnesc în aceste xenolite, par a fi de amfiboli. Xenolitele au dimensiuni reduse. În secțiunile subțiri cercetate de noi ele nu depășesc 2—3 mm. Aceste xenolite au fost înglobate în rocă în stare fluidă,

deoarece cristalitele existente în sticlă le ocolesc, subliniind textura fluidală.

Ignimbritul bentonitizat (M_4) din frontul carierei, la care trece roca precedentă, are o structură relictă confuză, pe alocuri hialopilitică, cînd în masa sticloasă a rocii apar microlite scheletice de sanidină sau vitroclastică, alcătuită din fragmente de sticlă, fibroase, cu contururi greu de definit, intim asociate cu sticlă masivă. În aceste roci, cristalitele nu mai imprimă microtextura fluidală, deoarece chiar dacă ele sînt prezente uneori în cantitate mare, nu au dispoziție orientată.

Roca prezintă desfaceri perlitice foarte fine. Structura perlitică este ștearsă în bună parte, datorită procesului intens de bentonitizare, care afectează roca în întregime.

2. *Analiza roentgen-difractometrică*

Pentru determinarea semicantitativă a componenților mineralogici au fost efectuate analize difractometrice de raze X pe 5 probe din zona Mujdeni. Rezultatele acestora sînt prezentate în tabelul 2.

Tabelul 2

Nr. probă	Tip petrografic	Localizare	Constituenți mineralogici, %		
			sticlă vulc.	cristobalit	montmorillonit
M1	Perlit	debleu drum	94	1	5
M2	Perlit	debleu drum	90	1	9
M3	Perlit	cariera nouă	88	2	10
M4	Perlit bentonitizat	cariera nouă	72	4	24
M5	Bentonită	cariera nouă	0	11	89

În cazul probelor de perlit, constituentul predominant este sticla vulcanică, în proporție de 88—95%. Se remarcă prezența montmorillonitului în toate probele de perlit, ceea ce atestă un proces de bentonitizare în fază incipientă. Pentru perlitul bentonitizat conținutul în montmorillonit ajunge la 24%, valoarea crescînd proporțional cu avansarea procesului de bentonitizare.

Cu un conținut de 89% montmorillonit, bentonita din cariera nouă Mujdeni își argumentează calitatea superioară.

Tabelul 3

Nr. probă	Tip petrografic	Localizare	Pierderea la calcinare, %
M1	Perlit	debleu drum	10
M2	Perlit	debleu drum	7
M3	Perlit	cariera nouă	9
M4	Perlit bentonitizat	cariera nouă	10
M5	Bentonită	cariera nouă	16

3. *Analiza termică diferențială*

Datele termo-analitice evidențiază compoziția mineralogică, precum și pierderile la calcinare (tab. 3).

Analiza termică a permis identificarea următorilor constituenți mineralogici: silice coloidală (sticlă vulcanică — predominantă în perlit), cuarț și montmorillonit. În probele de perlit bentonitizat și bentonită, montmorillonitul este saturat cu ioni divalenți de Ca^{2+}, ceea ce atestă caracterul calcic al bentonitei. Ponderea mineralului argilos (montmorillonit) crește de la proba M1 la M5, de la aproximativ 10% la circa 90%.

III. Compoziția chimică

Compoziția chimică a perlitelor din zăcămîntul Mujdeni, caracteristică sticlelor vulcanice acide, variază — în general — în domenii restrînse. Pentru întregul sector Mujdeni (cariera nouă + forajele executate de I.P.E.G. „Maramureș"), conținuturile în oxizi variază între limitele din tabelul 4.

Tabelul 4

Compoziția chimică a perlitelor din zăcămîntul Mujdeni (*35* analize)

Componenți	Conținuturi, %	
	minim	maxim
SiO_2	66,00	75,60
Al_2O_3	11,30	13,30
Fe_2O_3	1,68	3,64
FeO	0,22	1,41
MnO	0,03	0,18
MgO	0,17	0,45
CaO	1,07	1,88
Na_2O	1,25	2,94
K_2O	2,48	4,39
TiO_2	0,17	0,60

Compoziția chimică a probelor prelevate din frontul carierei (M3 — perlit, M4 — perlit bentonitizat și M5 — bentonită) atestă transformările chimice în cadrul procesului de bentonitizare a perlitului;

— conținutul în SiO_2 crește de la 66,00% la 72,50%;

— conținutul în Fe_2O_3 scade substanțial, de la 3,12% la 1,42%;

— conținutul în MnO scade de la 0,12% la 0,03%;

— conținutul în MgO crește de la 0,37% la 1,55%;

— conținutul în CaO crește de la 1,21% la 1,55%;

— conținuturile în alcalii scad foarte mult: K_2O de la 3,91 la 0,29%, iar Na_2O de la 2,56% la 0,30%.

Diagrama variației principalilor oxizi în cadrul bentonitizării perlitelor din frontul carierei noi de la Mujdeni este prezentată în figura 7.

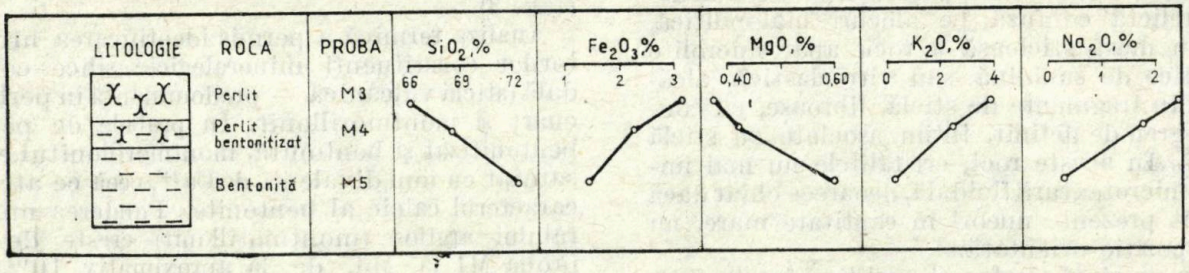


Fig. 7. Variația principalilor oxizi în procesul de bentonitizare a perlitelor.

IV. Sorturi de perlit

Perlitele din zăcămîntul Mujdeni se caracterizează printr-o mare diversitate, remarcată atît în fronturile carierei sau în aflorimente, cît și în forajele executate de I.P.E.G. Maramureș.

Deși separarea perlitelor în sorturi este dificilă, limitele între acestea nefiind tranșante, se pot utiliza trei criterii de clasificare :

— geologic: după poziția litostratigrafică ;

— mineralogic : în funcție de gradul de bentonitizare ;

— tehnologic: pe baza gradului de expandare.

1. *Criteriul geologic*

În cadrul zăcămîntului, perlitele alcătuiesc corpuri stratiforme, uneori lentiliforme, neregulate, cu următoarele poziții :

— sub riolitele în facies ignimbritic (la 150 m VNV de carieră, fig. 5) ;

— sub nivelele de perlit bentonitizat (în frontul carierei, treapta a II-a, fig. 3) ;

— sub un nivel de piroclaste, cu grosimi cuprinse între 6 m (F 11) și 32 m (F 111) ;

— sub nivelele de bentonite, cu grosimi de 7 m (F 18) ;

— intercalate în tufo-lave riolitice (F 4) ;

— alternanțe de perlite, bentonite, perlite bentonitizate și tufuri bentonitizate, pe grosimi de 50—60 m (F 6 ; 9 ; 11 ; 112 ; 113 ; Nicolici și colab., 1985).

2. *Criteriul mineralogic*

După gradul de bentonitizare rocile perlitice pot fi clasificate în patru categorii :

Denumirea rocii	Conținut în montmorillonit
Pelirt	sub 10
Perlit slab bentonitizat	10—20
Perlit mediu bentonitizat	20—40
Perlit intens bentonitizat	40—60

Dacă ponderea montmorillonitului depășește 60%, roca poate fi considerată bentonită.

Perlitul propriu-zis (nebentonitizat) are o culoare cenușie, uneori cenușiu-negricioasă, și o structură perlitică, caracteristică. Chiar și perlitele tipice sînt afectate de un proces de bentonitizare incipient, analizele roentgeno-difractometrice evidențiind conținuturi de 3—9% montmorillonit.

Perlitul slab bentonitizat prezintă mici goluri de levigare, iar elementele perlitice nealterate nu depășesc 5 cm. Conținutul în montmorillonit nu depășește 20%.

Perlitul mediu bentonitizat apare în frontul carierei, cu grosimi de 0,7 — 0,9 m, avînd un aspect brecios, cu bentonitizări pe fisuri, asociate cu Fe^{2+}. Conținutul în minerale argiloase variază între 20 și 40%.

Perlitul intens bentonitizat are peste 40% montmorillonit, elementele perlitice avînd dimensiuni mici, în general sub 3 mm. Uneori perlitul apare sub formă de relicte asociate cu argile limonitice în benzi de 15—20 cm. Grosimea perlitului intens bentonitizat atinge în frontul carierei 1,1—1,4 m.

3. *Criteriul tehnologic*

Expandarea este principala calitate a perlitelor, pe care se bazează peste 80% din domeniile de valorificare. Pe acest criteriu, luînd în considerare gradul de expandare și implicit densitatea produsului expandat, perlitele se pot clasifica în patru grupe :

Denumirea produsului	Grad de expandare	Densitatea, kg/m³
Perlit foarte bine expandabil	peste 15	sub 100
Perlit bine expandabil	10—15	100—200
Perlit greu expandabil	5—10	200—400
Perlit foarte greu expandabil	sub 5	peste 400

În cadrul cercetărilor noastre, asociate cu încercările de expandare efectuate de C. Pr. J. Satu Mare, au fost identificate perlite foarte bine expandabile numai în sectorul Orașu Nou Vii. Probele au grad de expandare 16 — 17 și densitate 80 — 90 kg/m³.

Perlitele din perimetrul Mujdeni se încadrează parțial în categoria celor bine expanda-

bile. Astfel, probele prelevate din forajul 112 IPEG au gradul de expandare 10, iar densitatea 130—150 kg/m³. În zona carierei Mujdeni se întîlnesc însă și perlite greu expandabile, cu grad de expandare sub 10.

Concluzii

1. În succesiunea litologică din fronturile carierei noi Mujdeni, grosimea complexului util (perlit + perlit bentonitizat + bentonită) reprezintă circa 40%, iar a perlitului 10—15%

2. Constituenții mineralogici ai perlitului din zona Mujdeni, rezultați din analizele microscopice, roentgen-difractometrice și termice, sînt: sticlă vulcanică (88—94%), cristobalit (1—2%) și montmorillonit (5—10%).

3. *Sorturile de perlit* pot fi separate în funcție de:

- gradul de bentonitizare (conținut de montmorillonit):
  - sub 10%, perlit;
  - 10—20%, perlit slab bentonitizat;
  - 20—40%, perlit mediu bentonitizat;
  - 40—60%, perlit intens bentonitizat;
- gradul de expandare:
  - peste 15, foarte bine expandabil;
  - 10—15, bine expandabil;
  - 5—10, greu expandabil;
  - sub 5, foarte greu expandabil.

4. Perlitul și bentonita, deși intim asociate în zăcămînt, au proprietăți mineralogico-petrografice, chimice și mai ales fizico-mecanice distincte, existînd posibilitatea separării lor pe cale umedă. Prin măcinare și hidrociclonare s-ar putea separa cel puțin 80% din fracțiunea argiloasă.

Bibliografie

[1] Almășan, B. *Exploatarea zăcămintelor minerale din România.* Ed. tehnică, București, 1984.

[2] Bîrlea, V. *Ignimbritele de la Orașu Nou (jud. Satu Mare).* St. cerc. geol. geof. geogr., ser. geol., 14, 1, p. 83—96, București. 1969.

[3] Cosma, R. ș.a. *Cercetarea perlitelor din zăcămîntul Orașu Nou.* Universitatea din București, 1986.

[4] Gyarmaty, P. *The perlites of the Tokaj Mounatains.* In Borcoș M. editor. Magmatism and Associated metallogenesis during molasse formation. Ed. Academiei R. S. R., București, 1984.

[5] Mercus, D. ș.a. *Cercetări geologice și de valorificare a bentonitelor și perlitelor din zăcămîntul Orașu Nou, jud. Satu Mare.* Universitatea București, Biroul de expertiză și consulting, București, 1985.

[6] Nicolici, Al. ș.a. *Documentație cu calculul rezervelor de bentonită și perlit bentonitizat de la Orașu Nou — Mujdeni, pentru data de 01.01.1985.* Arh. I.P.E.G. Maramureș, Baia Mare, 1985.

[7] Pop, N. a. *Studiul mineralogic, petrografic și geochimic al perlitelor și rocilor bentonitizate din perimetrul Orașu Nou, jud. Satu Mare.* I.C.P.M.N. Baia Mare, 1983.

Unele considerații privind efectele realizate prin instalarea filtrelor metalice simple în sondă în dreptul stratului productiv

Prof. dr. ing. **I. Tocan**
Institutul de Petrol și Gaze Ploiești

I. Efectul de reținere a nisipului în strat, realizat cu ajutorul unui filtru metalic și stabilirea dimensiunilor deschiderilor acestuia

Introducere

Realizarea comunicației adecvate între zăcămîntul de petrol și sondele de extracție prin care se face exploatarea petrolului impune ca intervalul productiv al fiecărei sonde să fie echipat în mod corespunzător, astfel încît să se asigure:

— un suport rezistent pentru menținerea stabilității pereților de rocă ai stratului productiv, prevenind surparea acestora;

— un efect de reținere în strat a granulelor de rocă ce încearcă să treacă din strat în sondă o dată cu fluidele;

— o suprafață suficientă de filtrare pentru fluidele care curg din strat în sondă.

În acest sens, procedeul instalării unor filtre metalice în sondă, în dreptul stratului productiv, satisface aceste cerințe atunci cînd aplicarea procedeului se face corect

Mecanismul reținerii nisipului în strat

În esență, efectul de reținere a nisipului de către filtrul instalat în dreptul stratului productiv constă în faptul că granulele antrenate din strat de către fluidele care curg în sondă, ajungînd în fața deschiderilor filtrului sînt oprite și împiedicate în cea mai mare parte să pătrundă în sondă. Astfel, atunci cînd efectul de reținere (barieră) este corect realizat, prin deschiderile filtrului vor putea trece numai anumite fracțiuni fine de nisip care, odată ajunse în sondă, vor fi antrenate de curentul de fluid și aduse la suprafață.

Mecanismul de reținere a nisipului în strat [1] implică efectul combinat a două fenomene și anume:

— fenomenul de podire;

— fenomenul de sortare naturală, gradată, printr-un mecanism de reținere selectivă.

În mod concret, acestea au loc în felul următor.

• Granulele de nisip cu dimensiuni ce depășesc jumătate din dimensiunea deschiderilor filtrului se opresc în fața acestor deschideri, formînd un pod (fig. 1).

• După formarea podului, în fața acestuia se va iniția formarea unui filtru natural, compus din fracții de nisip care, încercînd să treacă din strat în sondă, se așază în mod gradat (într-o succesiune de fracții din ce în ce mai mici), pe măsură ce crește distanța de la peretele exterior al filtrului.

Drept rezultat, în fața deschiderilor filtrului, se formează o boltă stabilă cu efect de reținere a particulelor solide de nisip care încearcă să treacă din strat în sondă o dată cu fluidele produse de strat.

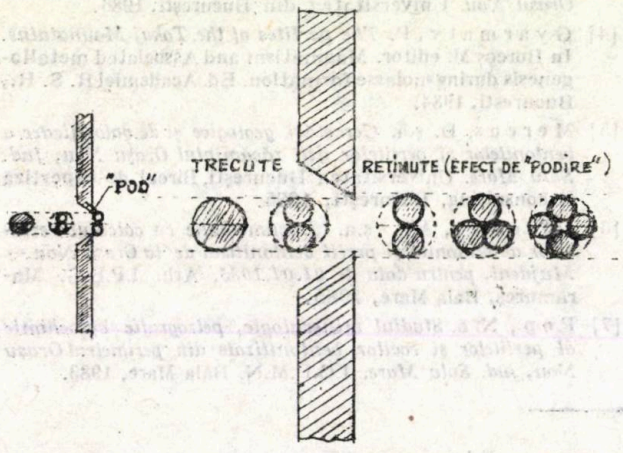


Fig.1. Schema formării unui „pod" în fața deschiderii filtrului metalic simplu.

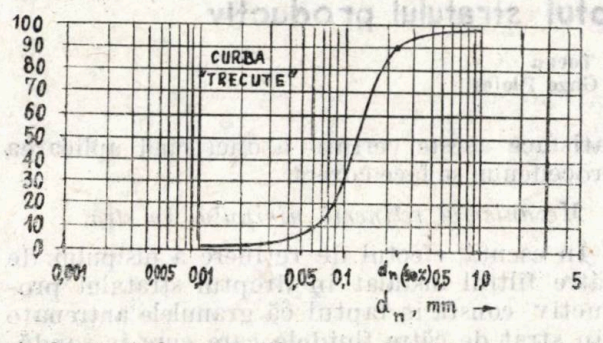


Fig. 2*a*. Graficul compoziției granulometrice a nisipului (curba fracțiilor „trecute" prin site).

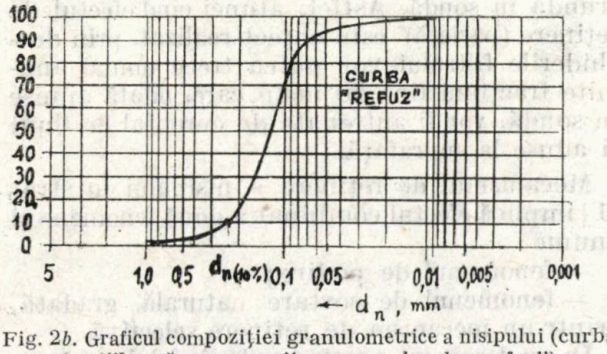


Fig. 2*b*. Graficul compoziției granulometrice a nisipului (curba fracțiilor rămase pe site sau curba de „refuz").

Stabilirea dimensiunilor deschiderilor filtrului

În vederea dimensionării deschiderilor respective, s-a stabilit — pe cale experimentală — ca în calcul să fie luat ca element de bază „diametrul efectiv de fracție care, împreună cu fracțiile de dimensiuni mai mici, reprezintă (pe curba de „trecute") 90% din greutatea totală a probei (fig. 2*a*) sau „diametrul efectiv de fracție care, împreună cu fracțiile de dimensiuni mai mari, reprezintă (pe curba de „refuz") 10% din greutatea totală a probei" (fig. 2*b*).

Admițînd ca element de bază pentru calcul fie $d_{n(90\%)}$, fie $d_{n(10\%)}$ care, citite corect pe graficele menționate, reprezintă aceeași valoare, dimensionarea deschiderilor celor două tipuri de filtre se poate face cu relațiile următoare bazate pe relația lui Coberly:

— filtru cu șlițuri sau fante:

$d_ș = 2d_{n(90\%)}$ (pe curba de „trecute")

$d_ș = 2d_{n(10\%)}$ (pe curba de „refuz")

— filtru cu orificii:

$d_0 = 3d_{n(90\%)}$ (pe curba de „trecute")

$d_0 = 3d_{n(10\%)}$ (pe curba de „refuz").

O b s e r v a ț i e. La aplicarea acestor relații de calcul, se recomandă — în funcție de rezultatul obținut — să fie făcută următoarea corecție: dacă, după efectuarea calculului, se observă că pe graficul curbei de compoziție granulometrică valoarea diametrului fracției de nisip, egal ca valoare cu $d_ș$ calculat, împreună cu fracțiile de dimensiuni mai mari (pe curba de „refuz"), reprezintă mai puțin de 2,5% din greutatea totală a probei de nisip analizată granulometric, atunci deschiderea fantei sau șlițului se va lua egală cu diametrul fracției de nisip corespunzătoare punctului de 2,5% pe graficul de compoziție granulometrică (curba de „refuz").

Pentru c o r e l a r e a dimensiunilor deschiderilor celor două tipuri de filtre, se observă că:

$$d_0 = 3\,d_{n(10\%)} = 3\frac{d_ș}{2} = 1{,}5\,d_ș.$$

Adoptînd o atitudine de preluare critică a rezultatelor obținute și a relațiilor stabilite de Coberly, o serie de ingineri operatori și cercetători, pe baza experienței acumulate prin utiiizarea filtrelor de nisip în anumite zone cu caracteristici bine determinate, recomandă a l t e r e l a ț i i d e c a l c u l p e n t r u d i m e n s i o n a r e a deschiderilor la filtrele cu fante sau șlițuri.

Astfel, Wilson [3], referindu-se la strate de nisip cu fracții relativ uniforme (zona Gulf Coast din S.U.A.), recomandă următoarea relație:

$$d_ș = d_{n(10\%)}.$$

În același sens, Gill [4] recomandă relația următoare:

$$d_ș = d_{n(15\%)}.$$

În locul unei valori corespunzătoare unui punct pe graficul de compoziție granulometrică, De Priester [5] recomandă o relație de calcul în care este luat în considerare un interval de valori, și anume:

$$1{,}27 \text{ mm} \leqslant d_ș \leqslant d_{n(20\%)}.$$

Se apreciază că această relație conduce la rezultate satisfăcătoare în cazul completării unor formațiuni noi, pentru care nu se dispune încă de suficientă experiență în utilarea adecvată a sondelor în dreptul stratului productiv. Deschiderea minimă a șlițului sau fantei egală cu 1,27 mm este recomandată pentru a se reduce la minimum posibilitatea de înfundare a trecerii prin filtru. Dacă $d_{n(20\%)}$ are o valoare mai mică de 1,27 mm, se recomandă să se apeleze la o altă metodă de combatere a nisipului.

II. Modificări care au loc în sistem din punct de vedere hidrodinamic datorită instalării unui filtru în sondă, în dreptul stratului productiv

Debitul sondei imperfecte. Coeficientul de imperfecțiune

Prezența în sistemul strat productiv-sondă de extracție a unui filtru metalic introduce, sub aspect hidrodinamic, unele modificări cu efect nedorit, de diminuare a capacității de producție a stratului și, respectiv, a sondei. Sonda devine imperfectă din punct de vedere hidrodinamic după modul de deschidere, iar debitul cu care va produce stratul se poate evalua cu relația:

$$Q_t = \frac{23{,}6 \cdot k_t \cdot h}{\mu_t \left(\log \frac{R_c}{r_s} + s \right)} (p_c - p_f) = \frac{23{,}6 \cdot k_t \cdot h}{\mu_t \left(\log \frac{R_c}{r_{red}} \right)} (p_c - p_f),$$

unde:

s este coeficientul de corecție care exprimă efectul modificărilor care au loc în sistem datorită prezenței filtrului, denumit și factor al efectului pseudoskin sau skin aparent;

$r_{red} = \frac{r_s}{e^s}$ — raza redusă a sondei.

Evaluarea efectului de ansamblu, ținînd seama de capacitatea de producție a sondei perfecte din punct de vedere hidrodinamic se poate face scriind expresia coeficientului de imperfecțiune sub forma:

$$\delta = \frac{Q_{imp}}{Q_{perf}} = \frac{\frac{23{,}6 \cdot k_t \cdot h}{\mu_t \left(\log \frac{R_c}{r_s} + s \right)} (p_c - p_f)}{\frac{23{,}6 \cdot k_t \cdot h}{\mu_t \left(\log \frac{R_c}{r_s} \right)} (p_c - p_f)} = \frac{\log \frac{R_c}{r_s}}{\log \frac{R_c}{r_s} + s} = \frac{\log \frac{R_c}{r_s}}{\log \frac{R_c}{r_{red}}}.$$

Estimarea factorilor efectului pseudoskin

Pentru a obține valorile factorilor efectului pseudoskin, în cazul instalării în sondă a unui filtru metalic fie cu șlițuri sau fante, fie cu orificii, pot fi utilizate relațiile de calcul [1] adaptate după cele date de Sciurov, și anume:

- Filtre metalice cu fante sau șlițuri:

$$s_ș = \frac{10 d_ș^{-0{,}98} + 80 \left(\frac{l_ș}{60} \right)^{1{,}3}}{n_ș^{(1{,}086 + 0{,}004 d_ș^3)}},$$

în care:

$d_ș$ este deschiderea sau lățimea unei fante sau șliț, mm;

$l_ș$ — lungimea sau înălțimea unei fante sau șliț, mm;

$n_ș$ — numărul de fante (șlițuri) pe metru linear de filtru metalic.

- Filtre metalice cu orificii:

— în cazul cînd stratul este izotrop:

$$s_0' = 49{,}32 \frac{1{,}012 \, d_0^{-1{,}82} + 1}{n_0^{(1{,}033 + 0{,}0066 d_0^{4{,}5})}},$$

în care:

d_0 este diametrul orificiilor filtrului, cm;

n_0 — numărul de orificii pe metru linear de filtru metalic.

Rearanjînd relația pentru d_0, exprimat în mm:

$$s_0' = 49{,}32 \frac{66{,}862 \, d_0^{-1{,}82} + 1}{n_0^{(1{,}033 + 2{,}087 \cdot 10^{-7} d_0^{4{,}5})}};$$

— în cazul cînd stratul este anziotrop:

$$s_0 = \frac{172{,}7 \left(1{,}32 - \sqrt{1{,}07 - \log \sqrt{\frac{k_0}{k_v}}} \right)}{n_0^{(1{,}033 + 0{,}0066 d_0^{4{,}5})}} \cdot (1{,}012 \, d_0^{1{,}82} + 1),$$

unde :

d_0 este diametrul orificiilor filtrului, cm ;
n_0 — numărul de orificii pe metru liniar de filtru metalic ;
k_0 — permeabilitatea stratului productiv în direcţie orizontală ;
k_v — permeabilitatea stratului productiv în direcţie verticală.

Rearanjînd relaţia pentru d_0, exprimat în mm,

$$s_0 = \frac{172{,}7\left(1{,}32 - \sqrt{1{,}07 - \log\sqrt{\frac{k_0}{k_v}}}\right)}{n_0^{(1{,}033+2{,}087\cdot 10^{-7} d_0^{4{,}5})}} \cdot (66{,}862\, d_0^{-1{,}82} + 1).$$

Căderea de presiune în zona de drenaj a sondei

În cazul instalării unui filtru metalic în sondă, în dreptul stratului productiv, datorită modificărilor care au loc în sistem, se impune să fie evidenţiate următoarele două noţiuni privind căderea de presiune în zona de drenaj a sondei.

Căderea totală de presiune necesară pentru obţinerea debitului de referinţă :

$$\Delta p_{\substack{str \\ total}} = \frac{Q_{t_{ref}} \mu_t}{23{,}6\, k_t\, h_{str}} \cdot \left(\log \frac{R_e}{r_s} + \frac{1}{2{,}3}\, s\right),$$

în care :

$Q_{t_{ref}}$ este debitul stratului productiv cu pereţi neacoperiţi ;
μ_t — viscozitatea ţiţeiului, cP ;
k_t — permeabilitatea stratului, D ;
h_{str} — grosimea stratului productiv deschis, m ;
R_e — raza zonei de drenaj a sondei, m ;
r_s — raza sondei, m ;
s — factorul efectului de pseudoskin sau skin aparent, datorit prezenţei în sistem a unui filtru metalic

Căderea de presiune suplimentară necesară pentru compensarea sau anihilarea efectului modificărilor survenite în sistemul strat productiv-sondă de extracţie :

$$\Delta p_{\substack{str \\ supl}} = \frac{Q_{t_{ref}} \mu_t}{23{,}6\, k_t\, h_{str}} \cdot \frac{1}{2{,}3} \cdot s.$$

Metodologia de stabilire a elementelor care caracterizează efectul modificărilor survenite în sistem asupra capacităţii de producţie a stratului

Aceasta include determinarea următoarelor elemente.

1. Debitul stratului productiv cu perete deschis, neacoperit, $Q_{t_{ref}}$.

2. Factorul efectului de pseudoskin sau de skin aparent, în cazul echipării stratului cu filtru metalic, s.

3. Debitul stratului productiv echipat cu filtru metalic, $Q_{t_{efectiv}}$.

4. Căderea totală de presiune în zona de drenaj a sondei, necesară pentru obţinerea debitului de referinţă, $p_{str.\,total}$.

5. Căderea de presiune suplimentară, necesară pentru compensarea efectului modificărilor prezente în sistemul strat-sondă, $p_{str.\,supl}$.

6. Debitul sondei perfecte din punct de vedere hidrodinamic $Q_{t_{perf}}$.

7. Coeficientul de imperfecţiune, δ ;

8. Debitul sondei imperfecte din punct de vedere hidrodinamic $Q_{t_{imp}}$.

Cunoscînd toate aceste elemente de apreciere, concluzia cu privire la efectul modificărilor care au loc în sistemul strat-sondă, asupra capacităţii de producţie a acestuia şi implicit a sondei, se deduce estimînd valoarea (exprimată în procente) a unuia dintre următorii parametri :

$$\varphi = \frac{Q_{t_{efectiv}}}{Q_{t_{ref}}} \cdot 100$$

sau :

$$\delta = \frac{Q_{t_{0_{imp}}}}{Q_{t_{0_{perf}}}} \cdot 100.$$

În acest fel, se determină cît anume reprezintă debitul efectiv al stratului productiv, respectiv al sondei, realizat în prezenţa modificărilor datorite instalării în sondă a unui filtru, faţă de debitul de referinţă cu care ar fi produs stratul sau sonda, dacă nu ar fi fost introduse modificări în sistem.

Notă. În continuarea acestui articol, în numărul viitor al revistei, vor fi prezentate unele elemente de calcul privind modalitatea de stabilire a dimensiunilor deschiderilor filtrelor metalice simple, estimarea factorilor efectului de pseudoskin sau skin aparent şi a elementelor care caracterizează efectul datorit instalării unor filtre în sondă asupra capacităţii de producţie a stratului şi sondei.

Bibliografie

[1] Tocan, I. *Tehnologia extracţiei petrolului*. Partea I:. Pregătirea sondelor pentru exploatare şi punerea lor în producţie, I. P. G. Ploieşti, 1978.

[2] Tocan, I. Contract de cercetare ştiinţifică nr. 17/1984 I.P. G. Ploieşti — I.C.P.P.G. Cîmpina.

[3] Wilson, H. D. Petroleum Technology, August, 1938.

[4] Gill, S. Petroleum Technology, August 1938.

[5] DePriester, C. L., SPE Course I, 1972, p. 371,

Folosirea poliacrilamidelor hidrolizate în ape de zăcămînt cu ioni divalenți

Ing. **Lelia Blank, ing. Valeria Constantin**
I.C.P.P.G. Cîmpina

Introducere

Este bine cunoscut faptul că, în timpul injecției convenționale de apă, folosită ca metodă de recuperare secundară a țițeiului din zăcăminte, apa urmează căile de minimă rezistență, producînd așa-numitele „canalizări" și conducînd la apariția timpurie a apei în sondele de reacție. În acest caz, injecția convențională de apă devine neeconomică, lăsînd în zăcămînt o treime sau chiar mai mult din țițeiul inițial existent [1].

Mărirea recuperării țițeiului poate fi realizată prin îmbunătățirea raportului de mobilitate apă-țiței *), ceea ce asigură o curgere mai uniformă și — în consecință — o mai bună eficiență a inundării.

Mobilitatea poate fi controlată prin :

- reducerea viscozității țițeiului (folosirea aburului, resaturarea cu gaze, injecția miscibilă) ;
- creșterea viscozității apei de injecție.

Ca aditivi pentru creșterea viscozității apei s-au folosit inițial glicerina, zahărul, glicolii. Datorită cantităților foarte mari din acești produși ce trebuiau folosiți pentru a obține o creștere semnificativă de viscozitate, folosirea lor s-a dovedit a fi foarte neeconomică. Astfel, atenția s-a îndreptat spre polimerii sintetici, solubili în apă, cu mase moleculare mari, care au viscozități mari în soluție, chiar la concentrații mici.

În mod obișnuit, polimerii cu masă moleculară mare sînt folosiți în :

—injecția propriu-zisă de polimeri, unde se reduc „canalizările" prin creșterea viscozității apei și deci a rezistenței la curgere a acesteia, comparativ cu cea a țițeiului ;

—injecția de soluții micelare/polimeri, unde polimerul joacă rolul de tampon de mobilitate, respectiv protejează dopul de soluție micelară de invazia și respectiv străpungerea lui de către apa de injecție cu mobilitate mare (pentru aceste procese, controlul mobilității apei de injecție ce urmează după dopul micelar este esențial).

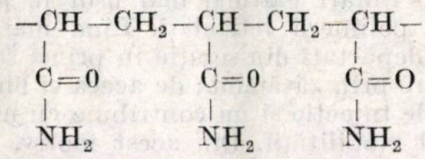
Polimerii solubili în apă, folosiți ca aditivi pentru mărirea viscozității apei de injecție, se împart — în principal — în două grupe : polimeri sintetici și biopolimeri (polizaharide). Polimerii sintetici se împart, la rîndul lor, în polielectroliți (poliacrilamidele parțial hidrolizate) și polimeri neionici (polietilenoxizi).

În prezentul articol ne vom ocupa numai de implicațiile folosirii poliacrilamidelor hidrolizate ca aditivi de creștere a viscozității apei de injecție în procesele de mărire a factorului de recuperare a țițeiului din zăcămintele petrolifere.

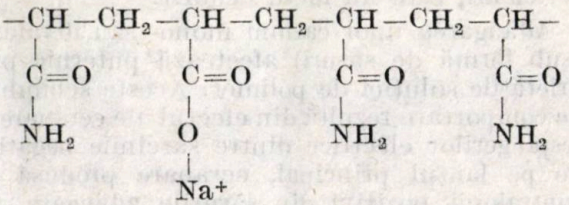
În general, eficiența polimerilor (folosiți în procesele de mărirea recuperării) crește cu masa moleculară*). Factorul determinant, totuși, este raportul dintre diametrul macromoleculei și deschiderea porului**). În acest fel, eficiența aceluiași polimer depinde de geometria matricei poroase.

Mărirea dimensiunilor macromoleculei de poliacrilamidă, respectiv expandarea ei în spațiu pentru mărirea masei moleculare și a aportului de viscozitate, s-a făcut pe cale chimică, prin înlocuirea unora din grupele amidice prin grupări carboxilice, proces chimic denumit hidroliză.

Trecerea poliacrilamidei de la forma neionică :



la forma hidrolizată, de polianion :



conduce la creșterea dimensiunilor ghemului de la 500 Å la 2 000 — 5 000 Å.

Raportul dintre numărul grupelor aminice și al celor carboxilice determină gradul de hidroliză (de obicei 25—30%). Grupele carboxilice ionizabile au efect asupra dimensiunii moleculei cînd polimerul este dizolvat în apă. Respin-

*) Raportul de mobilitate, M, este definit ca raportul mobilităților apei și țițeiului Mw/Mo, respectiv $\frac{Kw}{\eta_w} / \frac{K_0}{\eta_0}$.

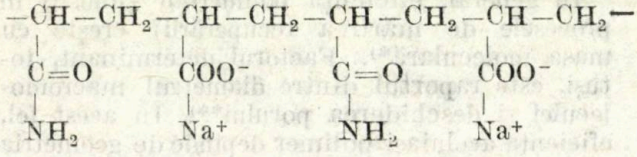
Îmbunătățirea acestui raport însemnează aducerea lui cît mai aproape de 1. Rapoartele mari de mobilitate (M = =10—30) indică „canalizările".

*) Viscozitatea soluției unui polimer în apă este o măsură a masei lui moleculare. Pe de altă parte, viscozitatea soluției este o măsură a dimensiunilor macromoleculei sau extinderii ei în spațiu.

Indirect, masa moleculară este o măsură a dimensiunilor macromoleculelor de polimer [1].

**) Diametrul unei molecule de poliacrilamidă nehidrolizată (încolăcită) și cu masa moleculară medie de 3×10^6 este de aproximativ 500 Å, iar diametrul porilor într-o rocă sedimentară este de aproximativ 10 000 Å [1].

gerile electrice ale grupelor carboxilice ionizate (încărcate negativ) de-a lungul lanțului macromolecular produc o expansiune a moleculei într-o formă sferică mult mai mare (2 000 — —5 000 Å). Mai mult, grupele carboxilice, fiind foarte polare, conferă polimerului o mare afinitate pentru apă, dar nu și pentru țiței. O macromoleculă hidrolizată cuprinde un număr mare de încărcături ionice — de aici și denumirea de poliion — contracarate de contraioni mici, ceea ce face ca întreg sistemul să se prezinte neutru din punct de vedere electric.



În soluție însă, sistemul este disociat, iar interacțiunile electrice puternice între macroionul polivalent și contraioni conferă proprietățile caracteristice de polielectrolit.

Trebuie subliniat că un polimer eficient pentru mărirea recuperării țițeiului trebuie să aibă molecule de dimensiuni mari, dar, în același timp, aceste molecule să aibă o structură liniară. Polimerii liniari pătrund mai ușor în pori, în timp ce polimerii reticulați, fiind mai rigizi, vor fi îndepărtați din soluție în prima secțiune de curgere prin zăcământ; de aceea ei limitează debitul de injecție și nu contribuie cu nimic la controlul mobilității. Din acest motiv, reticularea este un fenomen ce trebuie neapărat evitat, iar formarea gelului, ca urmare a acestei reticulări, este un lucru nedorit.

Adăugarea unor cationi mono- sau divalenți (sub formă de săruri) afectează puternic proprietățile soluției de polimer. Aceste schimbări de comportare rezultă din efectul de ecranare al respingerilor electrice dintre sarcinile negative de pe lanțul principal, ecranare produsă de contraionii pozitivi din sărurile adăugate. Ca urmare, destinderea ghemului macromolecular este împiedicată, iar viscozitatea soluției scade. Ionii divalenți Ca^{++} și Mg^{++} reduc mai drastic viscozitatea soluției decît ionul monovalent Na^{+}.

Deoarece reducerea permeabilității joacă un rol mai important decît viscozitatea, în controlul mobilității apei de injecție, cînd se utilizează ca aditivi poliacrilamidele (White et al. 1973; Jewett and Shurz, 1970; Patton et al. 1971) reducerea drastică a viscozității lor în prezența apelor de zăcământ sărate și dure, deși ridică probleme de economicitate a procesului, poate fi compensată prin alegerea adecvată a gradului de hidroliză, respectiv prin reglarea adsorbției polimerului pe rocă.

Prezența ionilor multivalenți în apele de zăcământ devine însă extrem de supărătoare pentru poliacrilamidele hidrolizate, datorită apariției fenomenelor de precipitare a polimerului (scoaterea lui din soluție) în anumite condiții. Cînd anionicitatea polimerului (reprezentată prin gradul său de hidroliză) este ridicată, poliacrilamida poate precipita cu ionii divalenți. Unii autori [2; 3] au menționat deja existența unei valori critice a gradului de hidroliză sub care nu se observă precipitarea polimerului, datorită ionilor de calciu, și deasupra căreia fenomenul de precipitare apare în anumite condiții. Deoarece valorile prezentate în literatură acoperă un domeniu larg (30% <grad de hidroliză critic <44%), prima parte a lucrării de față are ca scop verificarea acestui interval și analizarea influenței temperaturii asupra valorii critice a gradului de hidroliză.

Cei mai mulți polimeri comerciali au grade de hidroliză mai mici de 30% și în consecință ar putea fi considerați ca fiind adecvați pentru folosirea lor în ape de zăcământ ce conțin ioni de Ca^{++}. În practică însă, acest lucru nu este adevărat în următoarele două cazuri.

1. La concentrații mari de polimer în soluție, valoarea critică τ_c a gradului de hidroliză este mai scăzută decît pentru soluții diluate. De exemplu, la $C = 4\,000$ ppm, un polimer cu grad de hidroliză $\tau = 22\%$ a precipitat cu ioni de Ca^{2+} [4]. Soluțiile concentrate de polimeri se regăsesc, ca primă etapă, într-un proces de injecție de polimeri, înaintea diluării la concentrația dorită de injecție.

În prezenta lucrare se tratează numai cazul soluțiilor diluate (de injecție) cu $C < 1\,000$ ppm.

2. Lucrările lui Müller [5; 6] au arătat că gradul de hidroliză crește semnificativ, chiar în condiții neutre de mediu, cînd temperatura depășește 50°C. De exemplu, gradul de hidroliză al unui polimer comercial, care a fost inițial de 31%, a crescut la valoarea de 40%, după ce soluția a fost ținută timp de două luni la 75°C și $pH = 7$. Acest fenomen ridică probleme în cazul zăcămintelor cu temperaturi ridicate, unde creșterea gradului de hidroliză în timp ar produce o creștere a sensibilității polimerului la ionii conținuți în apele de zăcământ. În prezenta lucrare s-a făcut numai o verificare a afirmațiilor lui Müller.

Importanța creșterii gradului de hidroliză în timp, la temperaturi mai mari, justifică un studiu sistematic în viitor al stabilității poliacrilamidelor pe întreg domeniul de grade de hidroliză (0—100%).

Unele lucrări publicate [3; 4], care au studiat comportamentul poliacrilamidelor hidrolizate în prezența ionilor divalenți, au menționat apariția reacției de precipitare, datorită ionilor Ca^{+2}, chiar la concentrații mici de $CaCl_2$ și faptul surprinzător că precipitatul se redizolvă complet la concentrații mari de $CaCl_2$ (în jur de 1 M).

Foarte puține lucrări [7] însă au tratat cazul cînd ionii monovalenți și divalenți sînt simultan

prezenți în soluție (cazul general al apelor de zăcămînt). Partea a doua a prezentei lucrări analizează modificările produse în reacția de precipitare a poliacrilamidelor cu ionii de Ca^{2+}, prin introducerea de NaCl în soluție, la diferite concentrații.

În capitolul de discutare a rezultatelor experimentale s-a făcut, de asemenea, o revedere a interpretărilor recente privind precipitarea și redizolvarea poliacrilamidelor parțial hidrolizate în apele de zăcămînt conținînd ioni divalenți. Pentru obținerea unor informații suplimentare asupra fenomenelor ce au loc în apropierea punctelor de precipitare, s-au făcut teste de injectivitate, determinări de viscozități intrinseci și constante Huggins pentru soluțiile diverșilor polimeri în aceste regiuni critice.

Date experimentale

Polimeri

Polimerii analizați în acest studiu sînt prezentați în tabelul 1. Toți sînt homopolimeri hidrolizați produși solizi, granulați, cu grade de hidroliză <35%.

Tabelul 1

Caracteristicile mostrelor de polimer (granulați)

Denumirea polimerului	$[\eta]$ dl/g	$\overline{Mw}$ ($5\times\times 10^6$)	Constanta Huggins, K_H	GH, % mol	S.U., % gr.	Săruri anorganice, % gr
Pusher 700	10,97	7,3	0,38	24±2	95	15—20
Polias BA Lot 7	6,68	3,1	0,34	15±2	92	~5
Polydim	11,74	8,3	0,32	27±2	85	~25
DKS-ORP-100	19,5	~20	—	30±2	90	0

Masele moleculare au fost determinate viscozimetric și calculate cu formula lui Staudinger $[\eta] = K \cdot M^{\alpha}$, unde coeficienții $K = 1{,}34 \cdot 10^{-3}$ și $\alpha = 0{,}57$ sînt recomandați de Chiharu Okada pentru poliacrilamide cu mase moleculare medii cuprinse în domeniul 700 000 — $12 \cdot 10^6$ [8].

Gradul de hidroliză a fost determinat prin titrare cu NaOH—N/20 după ce soluția de concentrație cunoscută în apă bidistilată a fiecărui polimer a fost trecută prin cationit Dowex 50/100 mesh (fig. 1). Valorile gradelor de hidroliză pentru fiecare polimer sînt redate în tabelul 1.

Gradul de umiditate, respectiv conținutul în substanță uscată, s-a determinat prin uscare la 105°C pînă la pondere constantă.

Pentru compararea rezultatelor, toate concentrațiile soluțiilor s-au exprimat în ppm, substanță uscată (polimer + săruri anorganice).

Soluții

Polimerii au fost dispersați în apă bidistilată (din care s-a eliminat CO_2 prin fierbere și răcire) la concentrația stoc de 5 000 ppm. Soluțiile-stoc au fost agitate timp de 15 minute la 1 000 rpm, 20 secunde forfecate la 10 000 rpm, timp de o oră la 150 rpm și lăsate peste noapte în repaus. A doua zi, soluțiile-stoc au fost diluate la concentrația-standard de 500 ppm. Diluarea soluțiilor-stoc s-a făcut cu ape conținînd 200 ppm azidă de sodiu și cantități crescînde de săruri monovalente și divalente, precum și rapoarte diferite Na^+/Ca^{++}

Sărurile: NaCl și $CaCl_2$ (produse PA) au fost adăugate apei de diluție sub formă cristalizată. *p*H-ul solventului a fost apoi corectat între 7 și 8 pentru a asigura o ionizare completă a polimerului.

Înainte de analizare, soluțiile au fost ținute aproximativ 48 ore la 30°C pentru definitivarea reacțiilor.

Analize

Modificarea aspectului soluțiilor de polimer sub influența ionilor divalenți și a raportului ioni monovalenți/ioni divalenți s-a făcut prin măsurarea turbidității lor (Turbidimetru TK, anexă la Spekol 10, lungime de undă 500 nm, temperatură 20°C ± 1).

Măsurătorile de turbiditate sînt exprimate în unități absolute de turbiditate, luînd ca etalon turbiditatea soluțiilor de polimer în apă bidistilată, fără adaos de săruri.

Prin acest procedeu a fost posibilă urmărirea pas cu pas a apariției insolubilizării polimerilor și redizolvarea lor pe un domeniu larg de salinități.

Viscozități

Măsurătorile de viscozitate au fost făcute cu un viscozimetru Ubbelohde (capilar $K = 0{,}00314$) la 20°C ± 1 pentru determinarea viscozității intrinseci a soluțiilor de polimer la diferite salinități.

Test de injectivitate

Injectivitatea soluțiilor de polimer a fost verificată prin testarea la curgere prin medii poroase naturale, de referință. Ca medii naturale de referință s-au folosit carote extrase din mina Sărata-Monteoru (gresie slab consolidată, calcaroasă, permeabilitatea absolută paralel cu stratificația în jur de 1 500 mD, porozitate efectivă 25—30%, conținut în argilă de 4—5%).

Soluțiile cu concentrații de 500 ppm în polimer au fost injectate la debit constant și viteză frontală de injecție foarte mică (max. 1 m/d), iar presiunea diferențială dintre prima priză (situată la 20 mm de capătul de intrare al carotei) și capătul de ieșire din carotă, a fost înregistrată timp de 30 volume poroase (24 ore). Cu valorile înregistrate ale căderii de presiune s-a calculat factorul de rezistență, *RF**).

*) Factorul de rezistență *RF* este definit ca raportul dintre mobilitatea apei și mobilitatea soluției de polimer în aceleași condiții (saturații în fluide și temperatură): el este o măsură a reducerii mobilității apei prin adăugarea polimerului ca aditiv de creștere a viscozității.

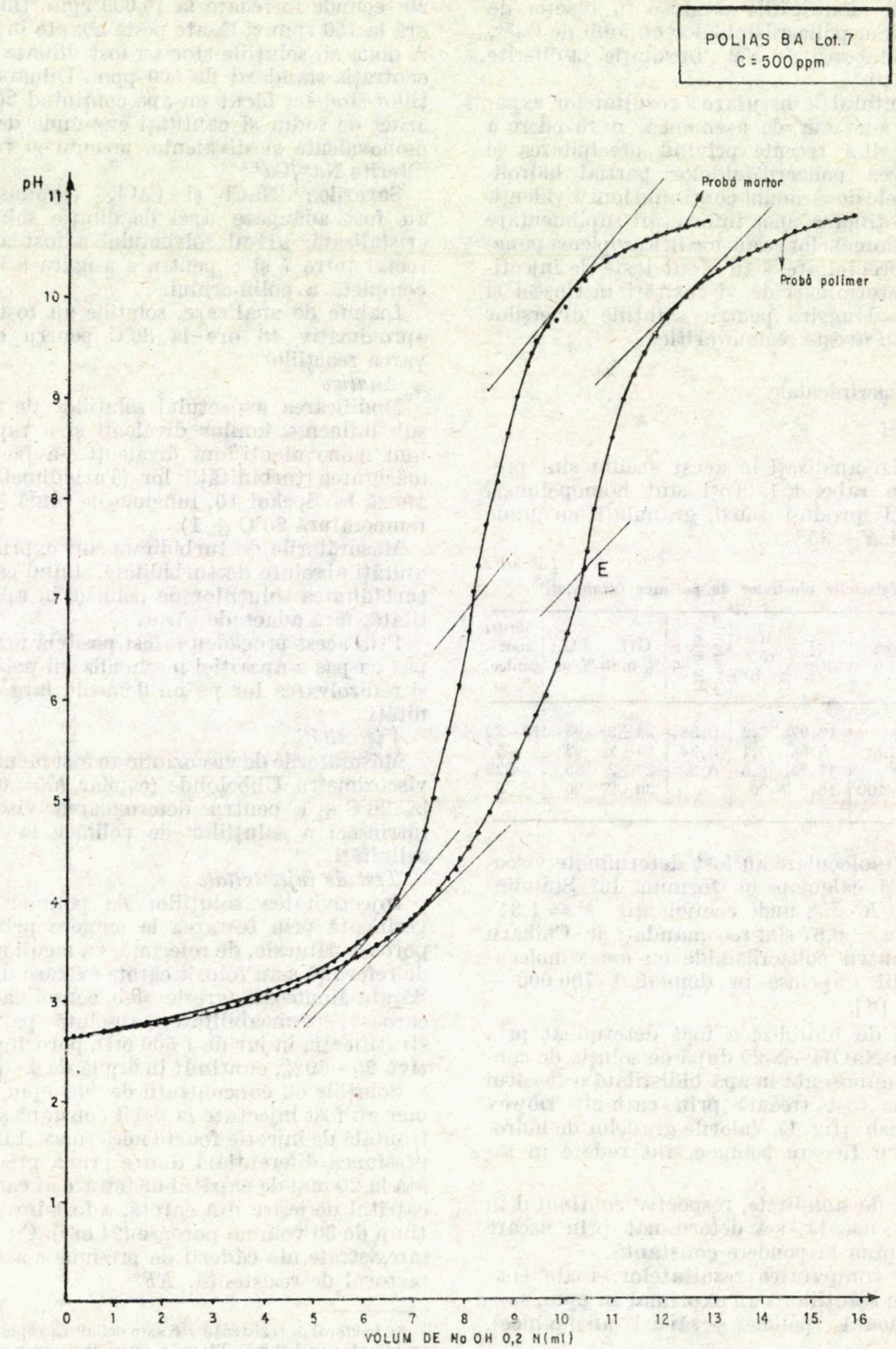


Fig. 1. Titrarea funcţiilor de acid acrilic ale poliacrilamidei hidrolizate.

Înfundarea carotei a produs o creştere rapidă a lui ΔP şi a lui RF.

Prin acest test se pun în evidenţă agregatele deformabile de polimer, insolubile (microgeluri), chiar dacă ele sînt prezente în cantităţi mici.

Rezultate

Insolubilizare / Redizolvare prin ioni de Ca^{2+}

La temperatura de 20°C (temperatura camerei), indiferent de cantitatea ionilor de Ca^{2+}, nici una din soluţiile polimerilor din tabelul 1, cu con-

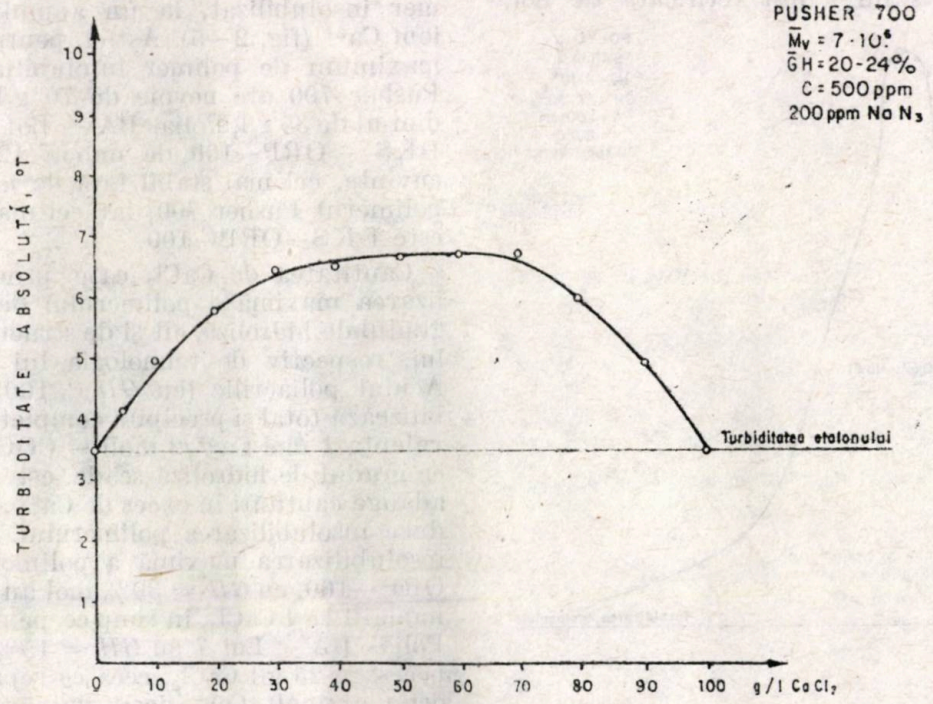


Fig. 2. Insolubilizarea polimerului prin $CaCl_2$.

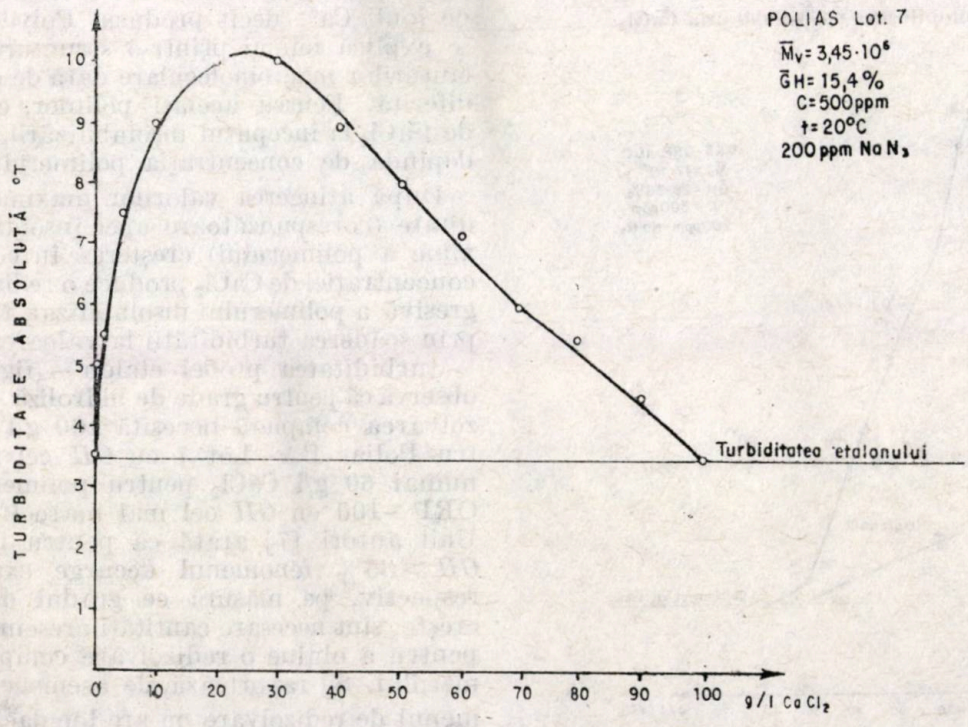


Fig. 3. Insolubilizarea polimerului prin $CaCl_2$.

centrații de 500 ppm în polimer și GH <35%, nu au dat precipitate nete și separări de fază. Explicația constă în gradul de hidroliză al polimerilor analizați, situat sub valoarea lui critică pentru precipitare. Literatura de specialitate [7] menționează existența unui grad de hidroliză critic, cuprins în limitele 33—41%. Valoarea exactă nu a fost verificată de noi,

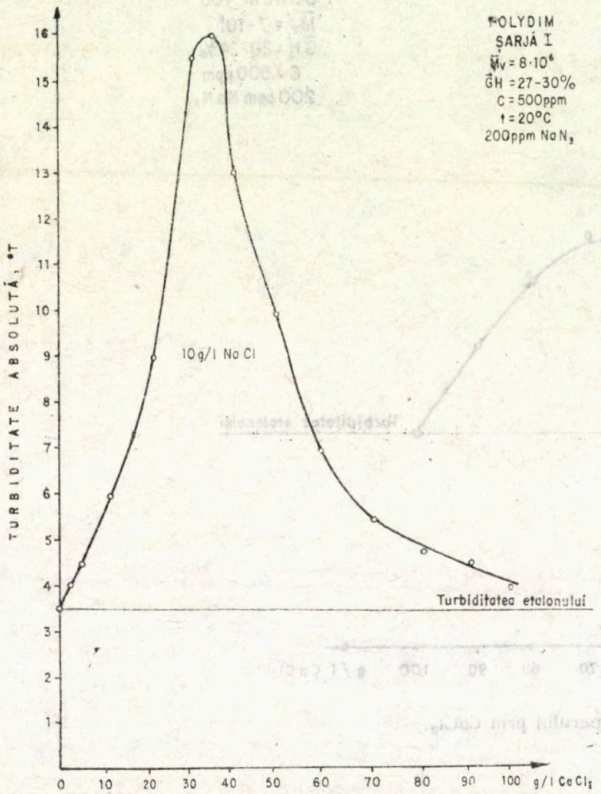


Fig. 4. Insolubilizarea polimerului prin $CaCl_2$.

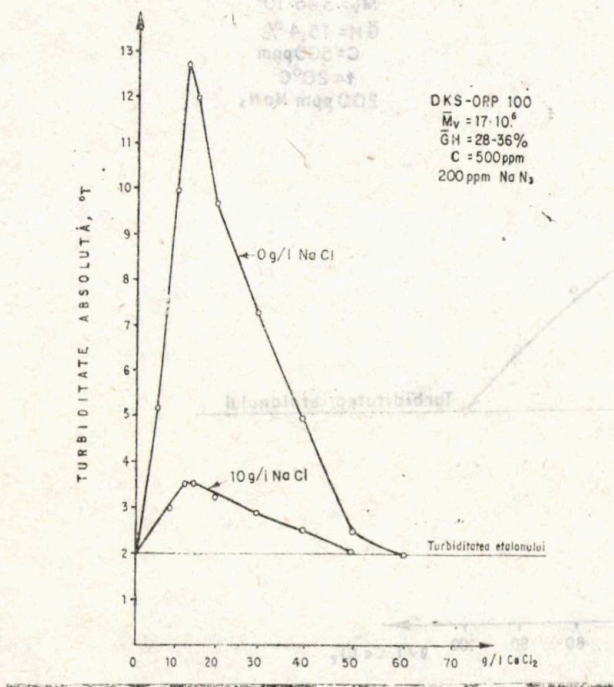


Fig. 5. Insolubilizarea polimerului prin $CaCl_2$.

nedispunînd de polimeri cu grade de hidroliză >30%.

Pe măsură ce a crescut cantitatea de $CaCl_2$ adăugată soluției, a crescut și turbiditatea acesteia, ca urmare a polimerului insolubilizat. Pentru fiecare polimer s-a obținut un maximum de turbiditate, respectiv un maximum de polimer insolubilizat, la un anumit conținut în ioni Ca^{2+} (fig. 2—5). Astfel, pentru a obține un maximum de polimer insolubilizat, polimerul Pusher 700 are nevoie de 70 g/l $CaCl_2$, Polydim-ul de 35 g/l, Polias BA — Lot 7 de 25 g/l, iar DKS — ORP—100 de numai 12 g/l. Cu alte cuvinte, cel mai stabil față de ionii Ca^{2+} este polimerul Pusher 700, iar cel mai puțin stabil este DKS—ORP—100.

Cantitatea de $CaCl_2$ care produce insolubilizarea maximă a polimerului depinde atît de gradul de hidroliză, cît și de structura polimerului, respectiv de tehnologia lui de fabricare. Acidul poliacrilic (cu $GH = 100\%$) se insolubilizează total și precipită complet exact la echivalența 1 mol Ca^{2+}/2 moli — COO^-. Pe măsură ce gradul de hidroliză scade, este necesar să se adauge cantități în exces de Ca^{2+}, pentru a produce insolubilizarea polimerului. Astfel, pentru insolubilizarea maximă a polimerului DKS—ORP—100, cu $GH = 30\%$ mol au fost necesare numai 12 g/l $CaCl_2$, în timp ce pentru polimerul Polias BA — Lot 7 cu $GH = 15\%$ mol au fost necesare 25 g/l $CaCl_2$, ceea ce reprezintă de 6,2 ori mai mult Ca^{2+} decît numărul de grupări COO^- echivalente stoichiometric.

Deși Polydim-ul și Pusher-ul au GH apropiate, polimerul Pusher 700 este mai stabil față de ionii Ca^{2+} decît produsul Polydim, ceea ce se explică numai printr-o structură diferită a lanțurilor macromoleculare dată de o tehnologie diferită. Pentru același polimer, concentrația de $CaCl_2$ la începutul insolubilizării, pare să nu depindă de concentrația polimerului (fig. 11).

După atingerea valorilor maxime de turbiditate (corespunzătoare unei insolubilizări maxime a polimerului) creșterea în continuare a concentrației de $CaCl_2$ produce o redizolvare progresivă a polimerului insolubilizat, tradusă fizic prin scăderea turbidității la valoarea ei inițială — turbiditatea probei etalon —(fig. 2—5). Se observă că pentru grade de hidroliză <35% redizolvarea completă necesită 100 g/l $CaCl_2$ pentru Polias BA—Lot 7 cu GH cel mai mic și numai 60 g/l $CaCl_2$ pentru polimerul DKS—ORP—100 cu GH cel mai mare (fig. 3 și 5). Unii autori [7] arată că pentru polimeri cu $GH > 35\%$ fenomenul decurge exact invers, respectiv, pe măsură ce gradul de hidroliză crește, sînt necesare cantități crescînde de $CaCl_2$ pentru a obține o redizolvare completă a polimerului. Se raportează, de asemenea, că fenomenul de redizolvare nu are loc dacă gradul de hidroliză al polimerului depășește 60% [7].

S-a constatat că prin creşterea temperaturii, fenomenul de insolubilizare este mult accelerat în cazul polimerilor cu mase moleculare mari şi grade de hidroliză ridicate (polimerul DKS—ORP—100, fig. 6), comparativ cu polimerul Polias BA—Lot 7 cu masă moleculară şi grad de hidroliză mult mai mici (fig. 7). Prin răcire la 20°C, are loc o redizolvare a polimerului insolubilizat, fenomen practic total reversibil pentru Polias BA, în timp ce DKS—ORP—100 prezintă o turbiditate remanentă, indusă de temperatură (fig. 7).

În domeniul de temperatură analizat (20—80°C), nu s-au observat precipitări complete pentru nici unul din polimerii studiaţi.

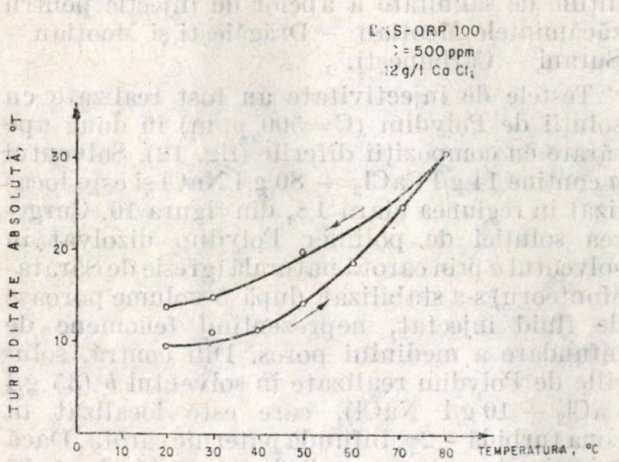


Fig. 6. Insolubilizarea/redizolvarea poliacrilamidelor sub influenţa temperaturii

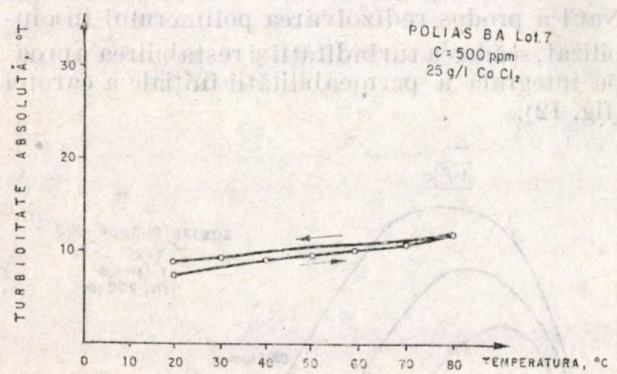


Fig. 7. Insolubilizarea/redizolvarea poliacrilamidelor sub influenţa temperaturii.

Alţi ioni divalenţi

După calciu, cel mai frecvent ion divalent în apele de zăcământ din şantierele petroliere este magneziul. Ionul divalent de bariu apare extrem de rar, de aceea influenţa lui asupra polimerilor nu a fost studiată. Testul de insolubilizare a polimerului Polias BA—Lot 7 în prezenţa ionului Mg^{2+} a arătat că acesta este mai puţin periculos decît ionul Ca^{2+}. Pentru o soluţie de 500 ppm de Polias BA—Lot 7, nu s-a observat apariţia insolubilizării, chiar la concentraţii triple de $MgCl_2$, faţă de cele uzuale existente în apele de zăcământ. O uşoară creştere a turbidităţii soluţiei (semn al apariţiei insolubilizării) s-a observat numai la concentraţii mari, de peste 1 500 ppm polimer.

Redizolvarea prin NaCl

Precipitarea poliacrilamidelor prin ioni de Ca^{2+} este recunoscută a fi mai dificilă în prezenţa de NaCl [4].

În experimentul următor se va arăta că polimerul insolubilizat datorită ionilor de Ca^{2+} se redizolvă complet, dacă se adaugă o cantitate suficientă de NaCl. S-au realizat succesiv soluţii de Pusher 700 (500 ppm) în prezenţa a diferite cencentraţii de $CaCl_2$ (aceleaşi din fig. 2), ale căror turbidităţi crescînde faţă de etalon au pus în evidenţă apariţia polimerului insolubilizat de ioni Ca^{2+}. Pentru fiecare concentraţie de Ca^{2+} s-au adăugat cantităţi crescînde de NaCl, înregistrîndu-se momentul în care insolubilizarea dispare complet, respectiv turbiditatea scade la valoarea etalonului. Cantitatea minimă de NaCl, peste care are loc redizolvarea şi sub care turbiditatea rămîne neschimbată, reprezintă concentraţia critică de solubilizare sau insolubilizare. De exemplu: pentru o soluţie de 500 ppm Pusher 700 în 10 g/l $CaCl_2$, adăugarea de >10 g/l NaCl produce redizolvarea precipitatului (descreşterea turbidităţii la valoarea etalonului). Sub 10 g/l NaCl turbiditatea nu este afectată.

În acest caz, concentraţia de 10 g/l NaCl reprezintă concentraţia critică pentru această soluţie (fig. 8).

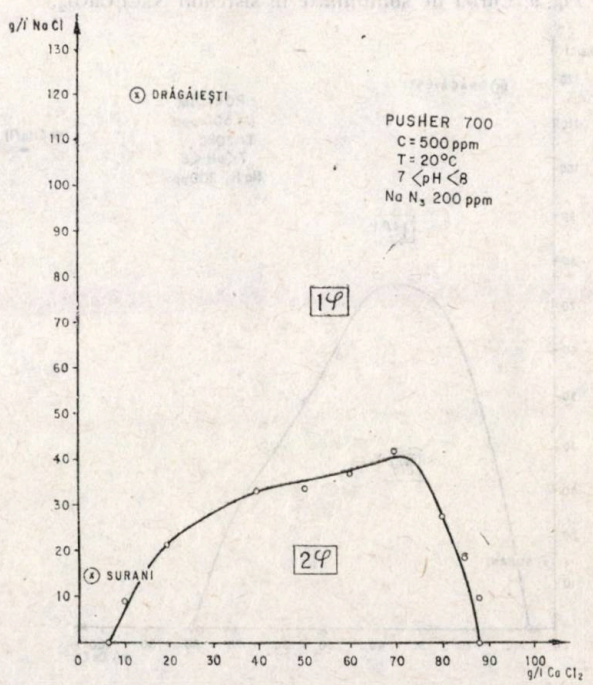


Fig. 8. Curba de solubilitate în sistemul $CaCl_2$.

Aceeași soluție realizată însă în 20 g/l $CaCl_2$ necesită >22 g/l NaCl pentru dispariția completă a insolubilizării. Sub această concentrație, turbiditatea soluției nu este influențată de prezența ionului Na^+. În acest caz, concentrația critică de NaCl este de 22 g/l.

Procedînd identic pentru toate celelalte concentrații de $CaCl_2$ din figura 2 și unind toate punctele de concentrație critică de NaCl, s-a trasat curba de solubilitate din figura 8, delimitîndu-se zona stabilă 1φ a soluției „clare", de zona instabilă 2φ a soluției turbide (cu polimer insolubilizat), în funcție de conținutul în $CaCl_2$.

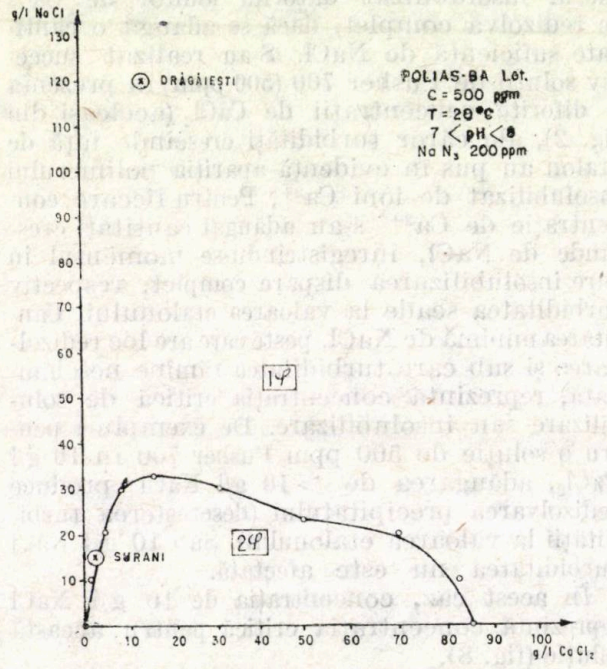


Fig. 9. Curba de solubilitate în sistemul $NaCl/CaCl_2$.

În mod similar, s-au trasat curbele de solubilitate din figurile 9 și 10. Același experiment a fost repetat pentru diferite concentrații în polimer (fig. 11). Se observă că pentru a redizolva mai mult polimer este necesară o cantitate mai mare de NaCl. Însă excesul de NaCl adăugat este mult mai mic decît cel impus de creșterea concentrației în polimer a soluțiilor. Acest tip de diagramă poate fi folosit pentru a prevedea instabilitatea poliacrilamidelor hidrolizate în condițiile specifice ale apelor de zăcămînt cu concentrație cunoscută în săruri. În diagramele 8; 9 și 10 sînt evidențiate, de asemenea, condițiile de salinitate a apelor de injecție pentru zăcămintele Meoțian — Drăgăiești și Meoțian — Surani — Cărbunești.

Testele de injectivitate au fost realizate cu soluții de Polydim (C=500 ppm) în două ape sărate cu compoziții diferite (fig. 12). Solventul *a* conține 14 g/l $CaCl_2$ + 80 g/l NaCl și este localizat în regiunea clară 1φ, din figura 10. Curgerea soluției de polimer Polydim dizolvat în solventul *a* prin carotă naturală (gresie de Sărata-Monteoru) s-a stabilizat după 5 volume poroase de fluid injectat, neprezentînd fenomene de înfundare a mediului poros. Din contră, soluțiile de Polydim realizate în solventul *b* (35 g/l $CaCl_2$ + 10 g/l NaCl), care este localizat în zona turbidă -2φ, înfundă puternic carota. Dacă injecția de polimer a trebuit oprită după 15 volume poroase de fluid injectat, cînd factorul de rezistență atinsese o valoare foarte mare ($RF = 50$), injectarea unei soluții cu 80 g/l NaCl a produs redizolvarea polimerului insolubilizat, scăderea turbidității și restabilirea aproape integrală a permeabilității inițiale a carotei (fig. 12).

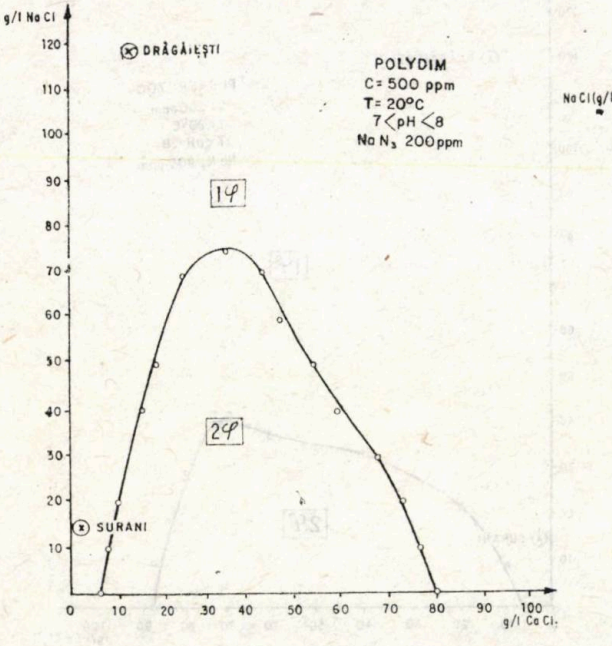


Fig. 10. Curba de solubilitate în sistemul $NaCl/CaCl_2$.

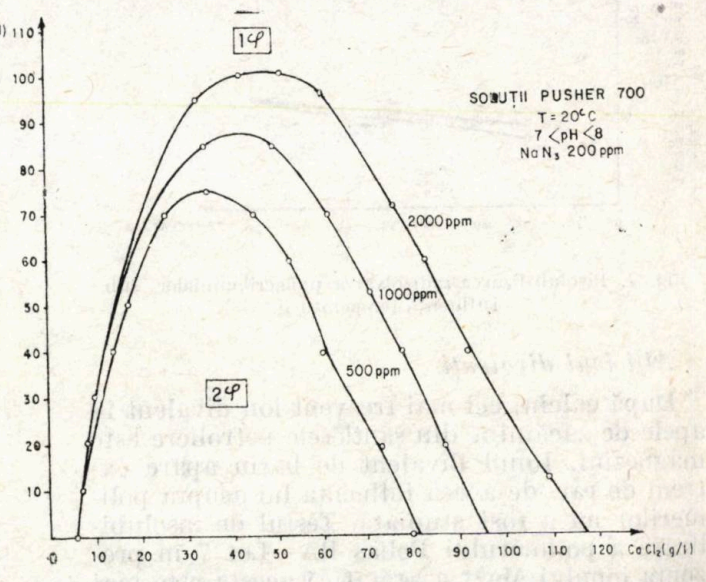


Fig. 11. Curbele de solubilitate în sistemul $NaCl/CaCl_2$; influența concentrației polimerului.

Acest experiment arată că există o relație strînsă între creșterea turbidității unei soluții și apariția fenomenelor de înfundare. Cu cît o soluție este mai turbidă, cu atît mai mult polimer a fost insolubilizat de ionii de Ca^{2+} și cu atît mai mult soluția va înfunda mediul poros. O soluție transparentă nu conține nici microgeluri, nici agregate formate prin legarea unor macromolecule de către ionii de Ca^{2+}.

Prezența sodiului într-o cantitate mai mare față de ionul divalent asigură păstrarea calităților de bun solvent ale apei de dizolvare a polimerului și plasează sistemul în regiunea clară —1φ, a soluțiilor omogene din figura 10.

Pe de altă parte, o soluție de Polydim realizată într-o apă conținînd 35 g/l $CaCl_2$ + 10 g/l NaCl (raportul $Na^+ : Ca^{2+}$) plasează sistemul în regiunea turbidă 2φ din figura 10, prezintă

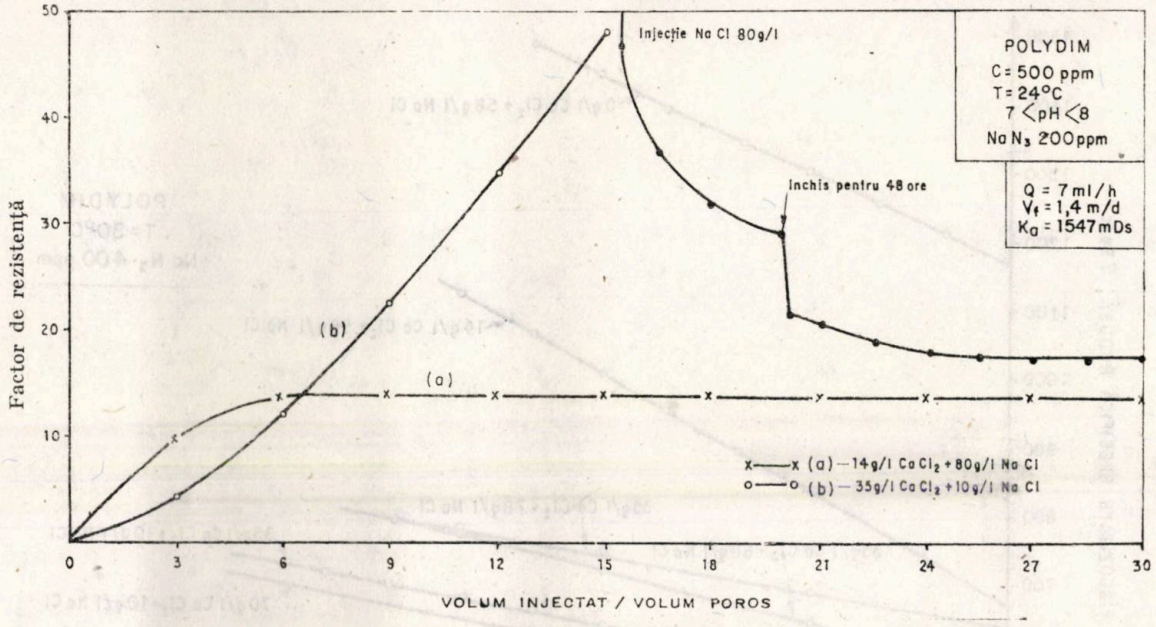


Fig. 12 Teste de injectivitate.

Viscozitatea intrinsecă în imediata vecinătate a curbei de solubilitate

Viscozitățile intrinseci ale soluțiilor de Polydim au fost măsurate la salinități diferite (tab. 2 și fig. 13). $[\eta]$ descrește de la 1 174 la 670 cm^3/g, cînd concentrația în $CaCl_2$ crește de la 0 la 14 g/l într-un mediu conținînd 58 g/l NaCl. În același timp, constanta Huggins a crescut de la 0,32 la 0,77. Scăderea viscozității datorită acțiunii de ecranare a respingerilor electrice de pe lanțurile poliacrilamidice produse de prezența calciului, precum și apariția reticulărilor sînt două fenomene care erau de așteptat.

Tabelul 2

Viscozitățile intrinseci ale soluțiilor de Polydim în vecinătatea curbei de solubilizare *30°C*

Compoziția apei sărate		Localizarea sistemului în diagrama de fază din figura 10	$[\eta]$, cm^3/g	Constanta Huggins, $\bar{K}_H$
$CaCl_2$, g/l	NaCl, g/l			
0	58	1φ	1 174	0,32
14	58	1φ	670	0,77
35	10	2φ	530	1,27

ea însăși o turbiditate crescută, o scădere mult mai pronunțată a viscozității intrinseci — de la 1 174 la 530 cm^3/g — și o creștere apreciabilă a lui $\bar{K}_H$ — de la 0,32 la 1,27. În acest caz, cantitatea insuficientă de Na^+ nu poate contracara acțiunea ionilor Ca^{2+}.

Adăugarea a 68 g/l NaCl la soluția din regiunea 2 φ (35 g/l $CaCl_2$ + 10 g/l NaCl) a produs o creștere semnificativă a viscozității intrinseci (la 650 cm^3/g), demonstrînd încă o dată că prezența ionului Na^+ îmbunătățește calitățile solventului, pentru polimerul respectiv. Viscozitățile intrinseci au fost, de asemenea, măsurate în imediata vecinătate a curbei de solubilizare la salinități ridicate — 70 g/l $CaCl_2$ + 10 g/l NaCl și 35 g/l CaCl, + 60 g/l NaCl. În ambele cazuri, am obținut din nou valori mici pentru viscozitatea intrinsecă cuprinse în domeniul 490 și 570 cm^3/g.

Discuții

Studiind precipitarea polielectroliților produsă de ionii mici (ex. Ca^{2+}, Mg^{2+} etc.) Ikegami și Jmai [7 ; 9] au menționat existența a două tipuri de precipitare, și anume : în primul tip concentrația în ion divalent în momentul precipitării depinde de concentrația în polimer,

iar, în al doilea tip, concentrația critică în sare divalentă este independentă de concentrația polimerului. Cei doi autori au atribuit primul tip de precipitare fixării fizice a ionilor mici pe grupările ionice încărcate negativ de pe lanțul macromolecular, dînd naștere la reticulări intra- sau intermoleculare, după cum localizarea celor două grupări este pe același lanț sau pe două lanțuri diferite [7]. Al doilea tip de precipitare a fost atribuit alterării calității solventului,

— concentrația critică de $CaCl_2$ pare să nu depindă de concentrația în polimer în domeniul studiat.

O tratare cantitativă a problemei separării de fază în soluțiile de polielectroliți, datorită interacțiilor coulombice, a fost propusă recent de Michaeli [7]. Dacă F este energia liberă a polimerului în soluție și C_m este concentrația sa (exprimată în unități de monomer), apariția insta-

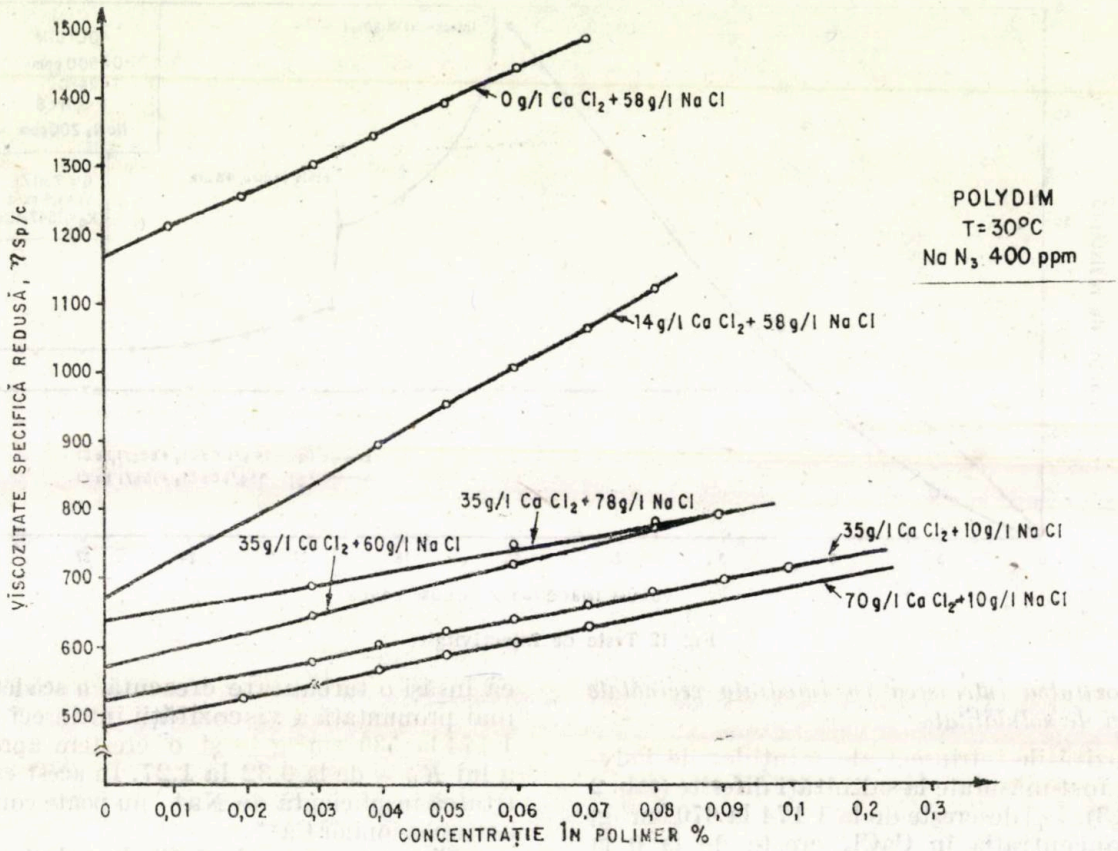


Fig. 13. Viscozitățile intrinseci în apropierea curbei de solubili a'e.

datorită atmosferei ionice ce înconjoară lanțul de polimer. Prin analogie cu polimerii neionici, cel de-al doilea tip de precipitare s-a numit precipitare de tip θ.

Conform acestei interpretări, precipitarea acidului poliacrilic ($GH = 100\%$) datorită ionilor de Ca^{2+} pare să fie guvernată de fixarea ionilor de Ca^{2+} pe două grupări COO^- adiacente și are loc în momentul atingerii stoechiometriei reacției de un ion de Ca^{2+} pentru două grupări COO^-. Precipitarea poliacrilamidelor hidrolizate cu grade de hidroliză $\leqslant 35\%$, ca cele din tabelul 1, pare să fie guvernată de un mecanism diferit, care mai înainte a fost numit precipitare de tip θ, pentru care pledează următoarele două argumente :

— precipitarea are loc numai după adăugarea unui mare exces de Ca^{2+} față de grupările COO^-;

bilității implică următoarea condiție :

$$\frac{\theta^2 F}{\theta C_m^2} < 1. \qquad (1)$$

Pentru o soluție de polielectrolit, energia liberă poate fi descompusă în doi termeni, un termen de amestecare ideală și un termen suplimentar, datorit încărcăturilor electrice :

$$F = F^{amestec} + F^{supl}. \qquad (2)$$

Pentru cazul unei soluții de polielectrolit care conține contraioni proprii s-a propus următoarea expresie pentru F, în care termenul F^{supl} a fost estimat cu ajutorul modelului lui Manning, valabil pentru macromoleculele încărcate electric [7]. Condiția (1) devine

$$\frac{Z}{b}\left(\frac{e^2}{2\varepsilon KT}\right) > 1, \qquad (3)$$

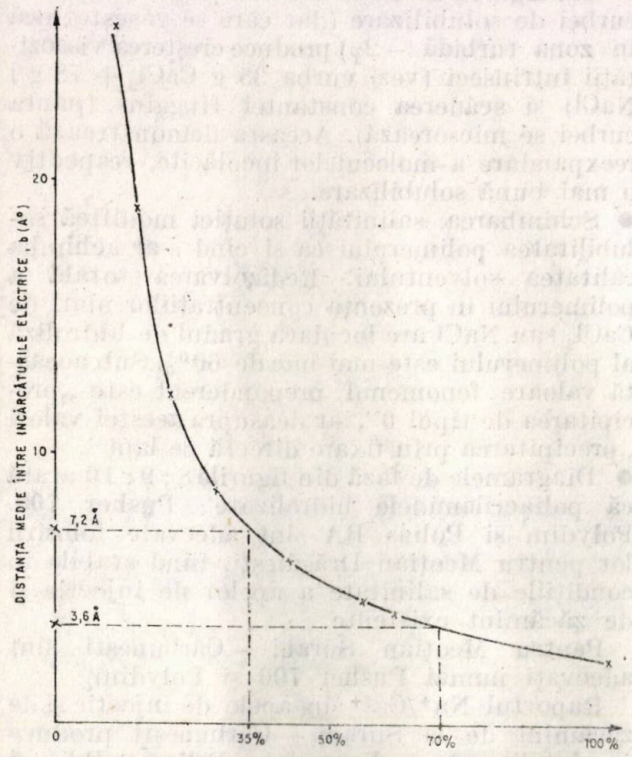


Fig. 14. Poliacrilamide hidrolizate; relația dintre distanța medie între grupările încărcate electric și gradul de electroliză.

unde:

Z este valența contraionului;
e — sarcina elementară;
K — constanta Boltzman;
ε — constanta dielectrică a solventului;
T — temperatura absolută;
b — distanța medie între încărcăturile electrice pe lanțul macromolecular.

Parametrul b depinde de natura polimerului. În cazul poliacrilamidelor hidrolizate, el este legat direct de gradul de hidroliză (fig. 14). Pentru soluțiile diluate, ε poate fi exprimat prin constanta dielectrică a solventului, respectiv a apei. Atît constanta dielectrică a apei, cît și produsul εT descresc cu temperatura (fig. 15).

În cazul contraionilor divalenți ($Z = 2$), condițiile (3) dau următoarele valori ale gradului critic de hidroliză pentru poliacrilamide [7]:

$GHc = 35\%$, la $T = 30°C$;
$GHc = 33\%$, la $T = 80°C$.

Extrapolarea acestor valori pentru temperatura de 20°C, la care am efectuat lucrările noastre, dă o valoare critică pentru gradul de hidroliză de 37% mol. Polimerii studiați de noi (tab. 1) avînd grade de hidroliză $\leqslant 35\%$ se situează sub valoarea critică care produce precipitarea

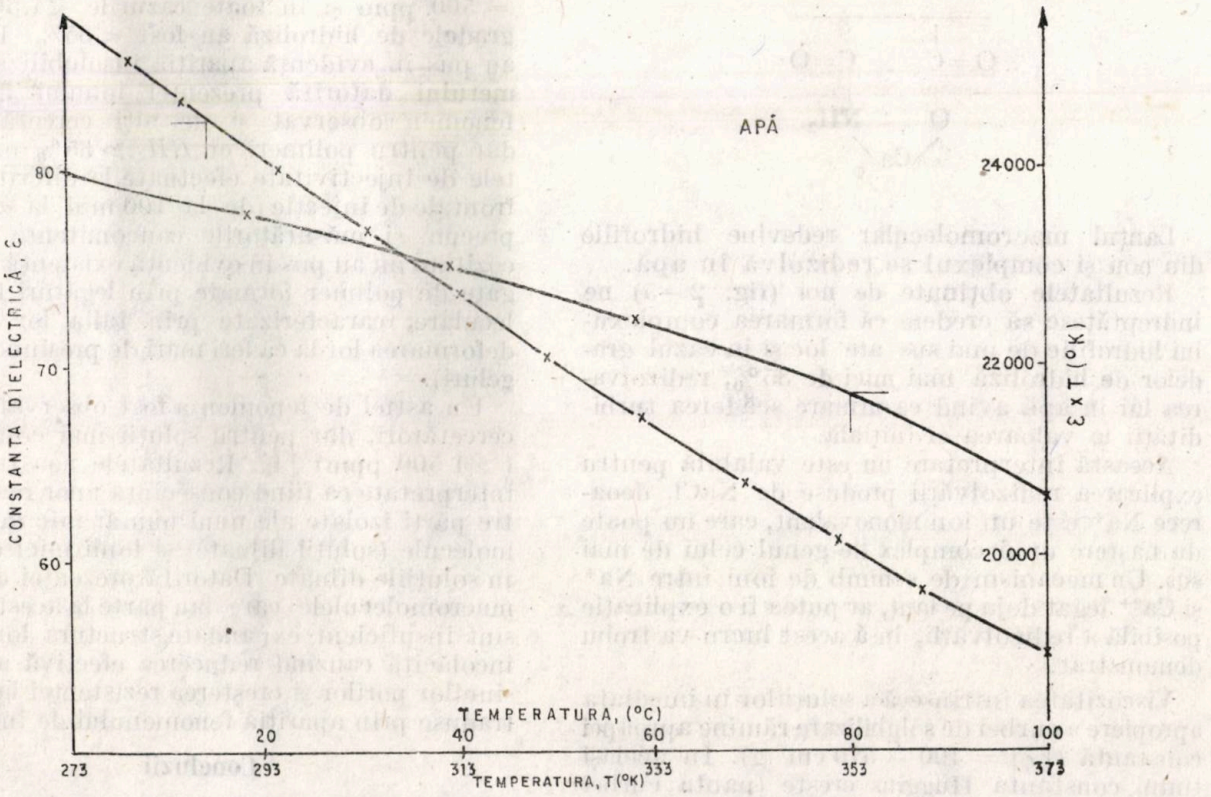


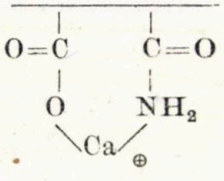
Fig. 15. Variația constantei dielectrice ε și a produsului $\varepsilon \times T$ cu temperatura.

netă și separarea de faze. De aceea termenul de „insolubilizare" a polimerului, tradus prin creșterea turbidității soluției și datorat alterării calității solventului, îl considerăm mai adecvat pentru domeniul studiat de noi, respectiv pentru polimerii cu grade de hidroliză sub valoarea lor critică.

Variația gradului de hidroliză cu temperatura pare să se datoreze modificării constantei dielectrice a apei [7].

Trebuie reamintit faptul că precipitarea polimerilor cu grade mici de hidroliză are loc numai în prezența unei cantități mari de $CaCl_2$ și că stoechiometria de un Ca^{2+} pentru doi $-COO^-$ s-a observat numai în cazul precipitării acidului poliacrilic. De altfel, modelul simplificat al lui Michaeli nu tratează cazul soluțiilor care conțin săruri și care săruri par să guverneze fenomenele de precipitare și redizolvare. Introducerea unui exces de sare în modelul lui Michaeli pare să complice foarte mult matematica acestuia și nu mai face posibile simplificările Debye — Huckel [7].

O interpretare a redizolvării polimerului la concentrații ridicate de $CaCl_2$ a fost recent făcută de către Kaczmar [7]. O distribuție particulară a grupărilor de acrilamidă și acrilat în lungul lanțului de poliacrilamidă hidrolizată (PAAH), cînd gradul de hidroliză este cuprins între 40 și 60%, poate conduce la concentrații mari de $CaCl_2$, la formarea unui complex slab încărcat pozitiv, de tipul:



Lanțul macromolecular redevine hidrofilic din nou și complexul se redizolvă în apă.

Rezultatele obținute de noi (fig. 2—5) ne îndreptățesc să credem că formarea complexului hidrofilic de mai sus are loc și în cazul gradelor de hidroliză mai mici de 35%, redizolvarea lui în apă avînd ca urmare scăderea turbidității la valoarea ei inițială.

Această interpretare nu este valabilă pentru explicarea redizolvării produse de NaCl, deoarece Na^+ este un ion monovalent, care nu poate da naștere unui complex de genul celui de mai sus. Un mecanism de schimb de ioni între Na^+ și Ca^{2+} legat deja pe lanț, ar putea fi o explicație posibilă a redizolvării, însă acest lucru va trebu demonstrat.

Viscozitatea intrinsecă a soluțiilor în imediata apropiere a curbei de solubilizare rămîne aproape constantă ($[\eta] = 490 - 570$ cm^3/g). În același timp, constanta Huggins crește (panta curbei se accentuează) ca atunci cînd ne apropiem de condițiile θ.

● Adăugarea de NaCl la o soluție în apropierea curbei de solubilizare (dar care se găsește încă în zona turbidă -2φ) produce creșterea viscozității intrinseci (vezi curba 35 g $CaCl_2$ + 78 g/l NaCl) și scăderea constantei Huggins (panta curbei se micșorează). Aceasta demonstrează o reexpandare a moleculelor încolăcite, respectiv o mai bună solubilizare.

● Schimbarea salinității soluției modifică solubilitatea polimerului ca și cînd s-ar schimba calitatea solventului. Redizolvarea totală a polimerului în prezența concentrațiilor mari de $CaCl_2$ sau NaCl are loc dacă gradul de hidroliză al polimerului este mai mic de 60%. Sub această valoare fenomenul preponderent este „precipitarea de tipul θ", iar deasupra acestei valori „precipitarea prin fixare directă pe lanț".

● Diagramele de fază din figurile 8; 9; 10 arată că poliacrilamidele hidrolizate: Pusher 700, Polydim și Polias BA sînt adecvate folosirii lor pentru Meoțian Drăgăiești, fiind stabile în condițiile de salinitate a apelor de injecție și de zăcămînt existente.

Pentru Meoțian Surani — Cărbunești sînt adecvați numai Pusher 700 și Polydim.

Raportul Na^+/Ca^{2+} în apele de injecție și de zăcămînt de la Surani — Cărbunești produce insolubilizarea polimerului Polias — BA și respectiv apariția fenomenelor de înfundare a mediului poros.

Trebuie subliniat faptul că toate rezultatele sînt obținute în soluții diluate de polimer ($C = 500$ ppm și în toate cazurile $<1\,500$ ppm) gradele de hidroliză au fost $<35\%$. Lucrările au pus în evidență apariția insolubilizării polimerului datorită prezenței ionului de Ca^{2+}, fenomen observat și de alți cercetători [7], dar pentru polimeri cu $GH > 35\%$ mol. Testele de injectivitate efectuate la diferite viteze frontale de injecție (de la 100 m/d la <1 m/d), precum și măsurătorile concomitente de viscozitate nu au pus în evidență existența de agregate de polimer formate prin legături intermoleculare, caracterizate prin talia lor mare și deformarea lor la căderi mari de presiune (microgeluri).

Un astfel de fenomen a fost observat de alți cercetători, dar pentru soluții mai concentrate ($>1\,500$ ppm) [4]. Rezultatele noastre pot fi interpretate ca fiind consecința unor reacții dintre părți izolate ale unui număr mic de macromolecule (soluții diluate) și ionii mici existenți în soluțiile diluate. Datorită prezenței calciului, macromoleculele care iau parte la aceste reacții sînt insuficient expandate, structura lor parțial încolăcită cauzînd reducerea efectivă a dimensiunilor porilor și creșterea rezistenței la curgere traduse prin apariția fenomenului de înfundare.

Concluzii

În soluții diluate ($C = 500$ ppm) comportarea poliacrilamidelor hidrolizate în prezența ionilor

de calciu este caracterizată de următoarele criterii.

1. Poliacrilamidele hidrolizate precipită net, cu separarea de faze, în prezența ionilor de calciu, dacă gradul lor de hidroliză depășește 35% la 30°C și 33% la 80°C. Poliacrilamidele cu grade de hidroliză sub 35% nu precipită complet cu separare de faze, indiferent de cantitatea de Ca^{2+} adăugată, ci suferă un fenomen de insolubilizare parțială a polimerului, care se traduce prin creșterea turbidității soluției.

2. Fiecărui domeniu de grade de hidroliză îi corespunde un anumit tip de precipitare (termenul este folosit în sensul lui cel mai general), Pentru $GH > 60\%$, precipitarea are loc aproape la echivalența de un ion Ca^{2+} pentru două grupări $-COO^-$. Pentru $35\% < GH < 60\%$ este necesară adăugarea unui exces de Ca^{2+}, pentru a iniția precipitarea. Pentru $GH < 35\%$, chiar în prezența unui mare exces de Ca^{2+} precipitarea completă nu are loc; este observabilă numai creșterea turbidității soluțiilor, ca urmare a unei insolubilizări parțiale a polimerului. Concentrația critică de $CaCl_2$ (concentrație de $CaCl_2$ necesară pentru a iniția precipitarea sau insolubilizarea) este independentă de concentrația în polimer.

3. Pentru polimerii cu $GH < 35\%$, insolubilizarea în prezența ionilor de Ca^{2+} și creșterea turbidității este urmată, în general, de alterarea injectivității soluțiilor și, respectiv, de înfundarea mediului poros.

4. Pentru polimerii cu $GH < 60\%$ (caracterizați prin apariția precipitării complete sau insolubilizării parțiale a polimerului) la concentrații mari de $CaCl_2$ apare fenomenul invers — de redizolvare a polimerului — în urma căruia soluția își recapătă caracteristicile inițiale.

5. Introducerea de NaCl în soluție redizolvă, de asemenea, polimerul precipitat sau insolubilizat. În apele de injecție sau de zăcămînt din șantierele petroliere, unde conținutul în NaCl este mai mare decît conținutul în $CaCl_2$, precipitarea sau insolubilizarea polimerului devine dificilă, iar la un anumit raport Na^+/Ca^{2+} (în funcție de structura polimerului) devine imposibilă.

De aceea, se estimează că stabilitatea poliacrilamidelor hidrolizate în condiții de șantier este mai mare decît se credea datorită prezenței ionilor monovalenți, alături de cei divalenți.

6. Pentru polimerii cu $GH > 60\%$, mecanismul precipitării în prezența ionilor de Ca^{2+} presupune fixarea directă și ireversibilă a ionului divalent pe lanțul sau pe lanțurile macromoleculare, conducînd la formarea de legături intra- și intermoleculare; pentru polimerii cu $GH < 60\%$ mecanismul precipitării sau insolubilizării polimerului, precum și al redizolvării lui (proces reversibil) constă în schimbarea calității solventului cînd compoziția apei variază (așa-zisa precipitare de tip θ). În imediata vecinătate a curbei de solubilitate, polimerii ating condiții cvasi θ cu o valoare mică și aproximativ constantă pentru viscozitatea intrinsecă (egală cu 530 cm^3/g pentru Polydim) și valori ridicate pentru constanta Huggins ($K_H > 1$).

Bibliografie

[1] Stanislav, J. F., Kabir, C. S. *Polymer flow behaviour as applied to enhanced recovery.* Canadian petroleum technology. Volume 16, nr. 2, april — june, 1977, p. 91.

[2] Martin, F. D., Sherwood, N. S. *The effect of hidrolysis of polyacrylamide on solution viscosity; polymer retention and flow resistance properties,* SPE 5339, apri; 7—9, Denver, 1975.

[3] Müller, G., Laines, J. P., Fenyo, J. C. *High molecular wienght hydrolyzed polyacrylamides; characterization— effect of salts on the conformational properties* Y Polym. Sci., Polym., Chem. Ed., volume 17, 1979, p. 659—672.

[4] Schwartz, T., François, J. *Limites de solubilité des polyacrylamides partiellement hydrolisés en presence d'ions divalents.* Makromol Chem., volume 182, 1981, p. 2775—2787.

[5] Müller, C. *Thermal stability of high — molecular — weight polyacrylamide aqueous solutions.* Polymer Bulletin, volume 5, nr. 1, june 1981, p. 31—39.

[6] Müller, C., Kohler, N. *Stabilité thermique des solutions aqueuses de polyacralamides.* 2nd European. Symp. on E.O.R., Paris, 8—10 nov. 1982, p. 87—98.

[7] Zaltoun, A., Brigitte, Potié *Limiting conditions for the use of hydrolyzed polyacrylamides in brines containing divalent ions.* SPE. 11785 june 1—3. Denver. 1983.

[8] Chiharu Okada, Kensuke Kamada *Characterization of Polyacrilamide.* Raports on Progress in Polymer Physics in Japan, vol. XX, 1977.

[9] Ikegami, A., Jmais, N. *Precipitation of polyelectrolytes by salts* J. Polym. Sei., volume 56.1962, p. 133—152.

Hidrotensoare şi instalaţii cu hidrotensoare folosite pentru strîngerea şuruburilor şi prezoanelor de dimensiuni mari

Prof. dr . ing. A. Pavel
şef lucr. dr. ing. I. Voicu
Institutul de Petrol şi Gaze Ploieşti

Avîndu-se în vedere obiectul de studiu al lucrării prezente, în continuare, vor fi reţinute şi examinate numai problemele privind concepe-rea, realizarea şi utilizarea practică — în tehnologia petrolieră modernă şi mai ales în exploatarea instalaţiilor pentru forarea sondelor cu diametre mari, puţurilor miniere etc. — a tensoarelor hidraulice → hidrotensoarelor [1 — 7 ; 10 — 19 etc.]. Metoda corespunzătoare de strîngere presupune întinderea prealabilă, elastică şi fără răsucire, a tijei şuruburilor sau prezoanelor, urmată de înşurubarea liberă a piuliţei conjugate respective. Practicîndu-se această metodă, se poate controla — cu precizie — forţa sau forţele de strîngere, fără a fi necesară utilizarea unor hidrotensoare cu gabarite mari, ceea ce facilitează materializarea metodei în discuţie chiar şi în locuri accesibile cu dificultate. Totodată, în şuruburi sau prezoane se induc — prin montare — eforturi minime şi neglijabile de forfecare şi/sau de răsucire, astfel permiţîndu-se diminuarea dimensiunilor (diametrului) lor cu circa 30% şi reducerea corespunzătoare a consumului (masei) de metal preţios.

În esenţă, principiul metodei de strîngere cu hidrotensoare constă din [8 ; 9] :

— şurubului/prezonului i se aplică, static, o forţă axială cu intensitate predeterminată P, care îl solicită în domeniul elastic şi numai la întindere (tracţiune), lungindu-l în mod corespunzător ;

— şurubul/prezonul astfel lungit se fixează în poziţia respectivă prin intermediul piuliţei conjugate, care se roteşte liber (deci neangajată din punctul de vedere al solicitării mecanice), pînă la rezemarea perenă pe unul dintre elementele îmbinate şi strînse (flanşă, capac, carcasă etc.) ;

— forţa P se anulează prin descărcarea baricăa hidrotensorului ; ca urmare, eforturile elastice care se generează m a t e r i a l i z e a z ă s t r î n g e r e a şi, astfel, se pun în evidenţă aşa-numitele eforturi unitare (tensiuni mecanice) de strîngere σ.

Din punct de vedere constructiv, componentele principale ale hidrotensoarelor, în general, sînt următoarele (fig.1 şi 2 *a*): cilindrul hidraulic, cu plungerul său simplu sau în tandem ; tirantul cu piuliţa sa de cuplare, cu manşonul său de cuplare sau cu bucşa sa de cuplare, care angajează capătul filetat prelungit (min. 4 spire de filet sau 0,8 d, d fiind diametrul nominal al filetului) al şurubului/prezonului ; bucşa (manşonul) de sprijin, uneori numită contrabucşă, cu una sau două fante diametral opuse ; mecanismul de rotire (liberă) a piuliţei, eventual o simplă cheie fixă (introdusă prin fanta contrabucşei).

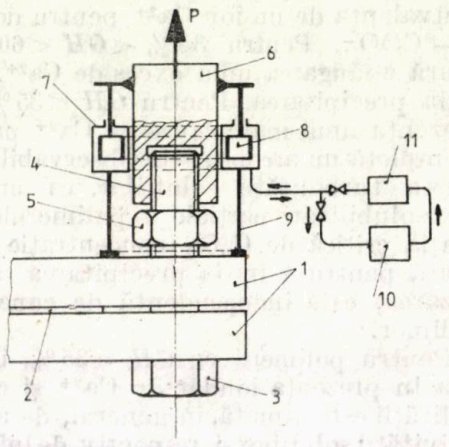


Fig. 1. Schema principială a hidrotensorului :
1 — flanşele conjugate ; *2* — garnitura de etanşare ; *3* — capul şurubului ; *4* — tija filetată a şurubului ; *5* — piuliţa şurubului ; *6* — tirantul (tija) hidrotensorului ; *7* — cilindrul inelar, hidraulic ; *8* — pistonul (plungerul) inelar ; *9* — piciorul (suportul, reazemul) tubular ; *10* — rezervorul ; *11* — pompa.

Hidrostaţia corespunzătoare (fig. 2 *b*) poate avea acţionare electrică sau pneumatică, însă cea mai simplă şi practică rămîne acţionarea prin intermediul unei pompe manuale sau cu pedală (la picior).

Principiul de lucru este următorul : la atingerea unei forţe de tracţiune date, materializate prin lungirea elastică a tijei şuruburilor/prezoanelor, piuliţa se roteşte liber pînă la contactarea sa cu suprafaţa de rezemare a şaibei/flanşei, după care se procedează la depresurizarea sistemului hidrotensoarelor, şuruburile/prezoanele şi, deci, flanşele sau elementele conjugate rămînînd s t r î n s e prin forţe elastice de pretensionare.

Teoretic, forţa de strîngere pe fiecare şurub/prezon se poate determina înmulţind presiunea hidraulică corespunzătoare cu aria suprafeţei de lucru a plungerului hidrotensorului. Practic, însă, o parte din această forţă se disipează datorită unei oarecare l u n g i r i r e m a n e n t e a tijei şuruburilor/prezoanelor, de asemenea d e f o r m ă r i i probabile şi aşa-numitei t a s ă r i i r e v e r s i b i l e (cedări, striviri etc.)

a filetelor angajate. De aceea, se impune ca dispozitivele şi alte mijloace de măsurare a intensităţii eforturilor unitare din şuruburi/

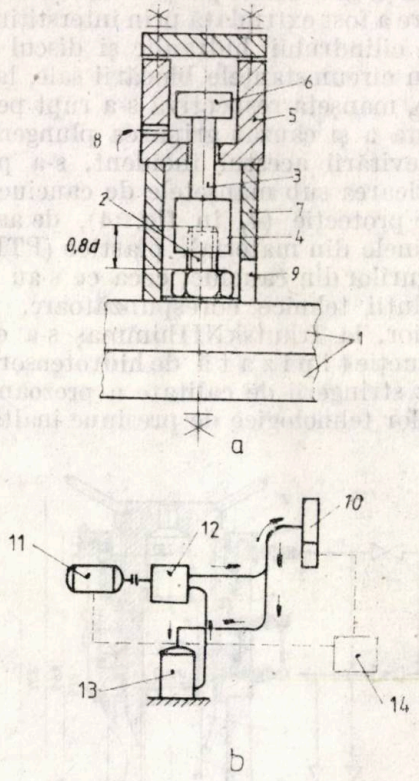


Fig. 2. Dispozitivul de tip hidrotensor, utilizabil pentru determinarea (măsurarea) experimentală a constantelor de rigiditate la flanşele strînse cu şuruburi/prezoane (după Fabry[3]): *a* — schematizarea principială a hidrotensorului; *b* — schema principială a instalaţiei de strîngere cu hidrotensoare; *1* — flanşele strînse; *2* — tija filetată a şurubului/prezonului (*d* este diametrul nominal al filetului); *3* — tirantul (tija) hidrotensorului; *4* — piuliţa de cuplare a tirantului la capul prelungit (filetat) al şurubului/prezonului; *5* — cilindrul hidraulic *6* — pistonul/plungerul (inelar); *7* — manşonul de sprijin; *8* — intrarea uleiului sub presiune; *9* — fanta laterală, prin care se manevrează piuliţa — rotindu-se liber — după funcţionarea hidrotensorului şi, deci, materializarea efectului pretensionării hidraulice; 10 — dispozitivele hidrotensoare (într-un număr corespunzător de mare); *11* — electromotorul pompei; *12* — pompa; *13* — rezervorul de ulei; *14* — sistemul componentelor electrice şi electronice (relee, punte tensometrică, frînă etc.).

prezoane să se etaloneze în prealabil, cu considerarea influenţei factorilor enumeraţi, ceea ce permite controlarea ulterioară cu mare precizie a forţelor de strîngere.

O primă clasificare a hidrotensoarelor se poate face după c r i t e r i u l t i p u l u i d e p l u n g e r folosit, din acest punct de vedere ele fiind cu plunger simplu sau cu plunger în tandem (două plungere în serie, uneori numite plungere duble). O altă clasificare a hidrotensoarelor poate avea în atenţie c r i t e r i u l d e s t i n a ţ i e i p r i n c i p a l e (pentru aparate tehnologice de presiune înaltă, pentru compresoare, pentru aparate de schimb de căldură, pentru conducte şi alte sisteme tubulare similare, pentru garnituri de prăjini flanşate etc.). În continuare, prezentarea anumitor tipuri de tensoare hidraulice ia în consideraţie c r i t e r i u l c r o n o l o g i c [1 — 7; 10—19 etc.].

Hidrotensorul de tip Meinecke. Hidrotensorul brevetat de Meinecke (fig. 3) este aplicabil la strîngerea prezoanelor capacelor de tubulaturi sau conducte, de asemenea ale capacelor unor utilaje tehnologice exploatate sub presiune.

După înşurubarea prezoanelor în flanşă, aşezarea capacului şi aplicarea piuliţelor pe prezoane, prin rotirea lor cu mîna (deci liberă) pînă la refuz, pe capacul dat se fixează hidrotensorul Meinecke şi piuliţele cu guler (*9*, în fig. 3) se înşurubează, de asemenea, cu mîna, pe capetele filetate prelungite ale prezoanelor. În continuare, se presurizează hidrotensorul, pînă cînd la manometru se citeşte presiunea prestabilită, după care, prezoanele lungindu-se elastic, piuliţele lor se „strîng" p î n ă l a l i m i t ă fără efort uman deosebit. Evident, îndepărtarea hidrotensorului implică operaţii inverse.

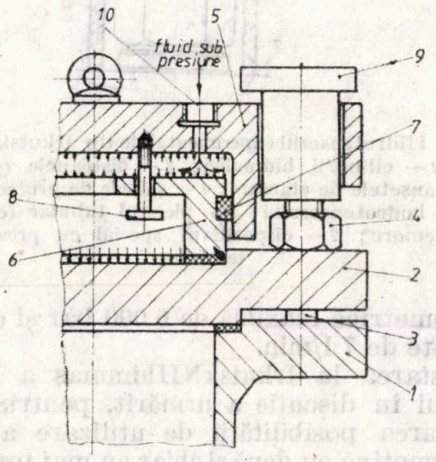


Fig. 3. Hidrotensorul brevetat de Meinecke [10]: *1* — flanşa îmbinării; *2* — capacul flanşat; *3* — prezoanele îmbinării flanşate; *4* — piuliţa prezoanelor; *5* — corpul hidrotensorului; *6* — pistonul inelar; *7* — manşeta de etanşare; *8* — şurubul limitativ; *9* — piuliţa cu guler, montată cu joc; *10* — intrarea fluidului de lucru sub presiune.

Hidrotensorul Meinecke facilitează montarea şi demontarea capacelor flanşate şi elimină solicitarea la răsucire (torsiune) prin strîngerea prezoanelor. În plus, acest hidrotensor permite chiar demontarea uşoară a unor capace flanşate avînd piuliţele blocate prin gripare.

De remarcat că brevetul [10] mai prezintă şi o altă variantă constructivă de hidrotensor Meinecke.

Hidrotensoarele şi instalaţiile de strîngere cu hidrotensoare de tip IrkutskNIIhimmaş. În figura 4 se prezintă construcţia unui hidrotensor e x p e r i m e n t a l cu plungere în tandem, de concepţie sovietică, destinat pretensio-

nării prezoanelor M 120×6 ale unor aparate tehnologice de presiune înaltă. Presurizarea hidrotensorului respectiv se asigură de către un hidrocompresor GKM—7/6000, cu o presiune

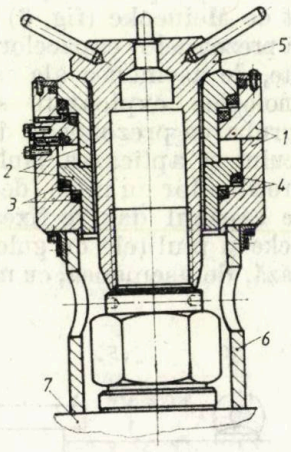


Fig. 4. Hidrotensorul experimental de tip IrkutskNIIhimmaş [6]: *1* — cilindrii hidraulici; *2* — pistoanele (plungerele); *3* — manşetele de etanşare; *4* — şaibele de protecţie; *5* — tirantul hodrotensorului; *6* — piciorul tubular (contrabucşa) de rezemare; *7* — dispozitivul special cu prezoane supus testărilor.

manometrică maximă de 6 000 bar şi o productivitate de 7 l/min.

Testarea la IrkutskNIIhimmaş a hidrotensorului în discuţie a urmărit, pentru început, evaluarea posibilităţii de utilizare a schemei constructive cu două şi chiar cu mai multe plungere în serie, de asemenea, determinarea capacităţii de funcţionare a componentelor sale şi a etanşărilor, în condiţii de solicitare oligociclică şi presurizare tehnologică pînă la 500 bar.

Avîndu-se în vedere că frecvenţa utilizării hidrotensorului dat în procesul exploatării nu este mare şi că etanşări elastice standard nu se livrează pentru presiuni mai mari de 320 bar, în U.R.S.S. s-a adoptat soluţia folosirii pentru etanşare a manşetelor din cauciuc 280 × 240 × × 20 mm şi 230 × 200 × 15 mm (GOST). Experimentările s-au efectuat pe un dispozitiv special imitînd o îmbinare flanşată cu prezoane, în condiţii de laborator, în două etape: la nivelul presurizării de încercare (probă) şi la nivelul presurizării de lucru. În prima etapă, s-au tensometrat aşa-numitele componente de forţă şi, prin urmare, s-au determinat eforturile unitare efective din peretele cilindrilor hidraulici, din contrabucşă şi din tirant. În a doua etapă, s-a implicat presurizarea oligociclică (500 de cicluri) şi nu s-au constatat căderi de presiune în sistemul cilindrilor hidraulici. În schimb, treptat, plungerele s-au gripat şi, astfel, revenirea lor la poziţia iniţială, după depresurizarea hidrotensorului, a fost blocată.

După finalizarea încercărilor la oboseală, hidrotensorul s-a demontat pe componente, pentru control şi măsurare, în scopul detectării şi localizării deteriorărilor şi deformaţiilor remanente. Singura cedare constatată a fost deteriorarea parţială a acelei părţi a manşetei de cauciuc, care a fost extrudată prin interstiţiul dintre peretele cilindrului hidraulic şi discul plungerului. În circumstanţele blocării sale, la depresurizare, manşeta respectivă s-a rupt pe contur şi aceasta a şi cauzat griparea plungerelor. În scopul evitării acestui incident, s-a procedat la practicarea sub manşetele de cauciuc a unor şaibe de protecţie (*4*, în fig. 4), de asemenea a unor inele din materiale plastice (PTFE) sau a O-ringurilor din cauciuc, ceea ce s-au dovedit a fi soluţii tehnice corespunzătoare.

Ulterior, la IrkutskNIIhimmaş s-a elaborat o construcţie t i p i z a t ă de hidrotensor (fig. 5), destinat strîngerii de calitate a prezoanelor recipientelor tehnologice de presiune înaltă. Seria

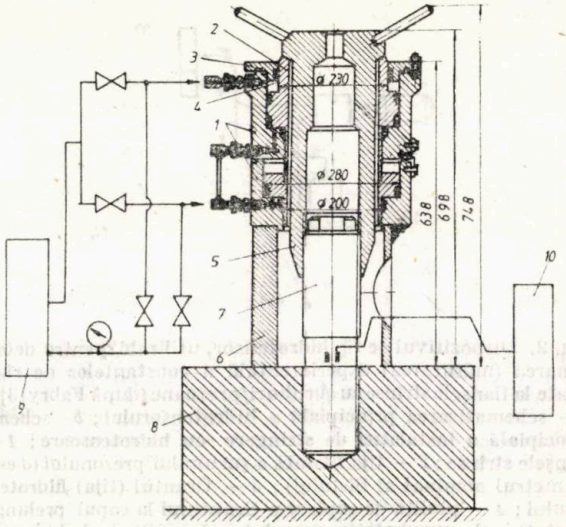


Fig. 5. Construcţia tipizată de hidrotensor — varianta IrkutskNIIhimmaş [12]:
1 — cilindrii hidraulici; *2* — pistoanele (plungerele); *3* — capacul; *4* — camera revenirii pistoanelor (plungerelor) în poziţia lor iniţială; *5* — tirantul hidrotensorului; *6* — contrabucşa de sprijin; *7* — capul filetat al tijei prezonului; *8* — placa-batiu; *9* — hidrocompresorul; *10* — completul tensometric.

intensităţii necesare a forţelor de tracţiune, pe care hidrotensorul în discuţie trebuie să le asigure la pretensionarea prezoanelor tuturor dimensiunilor care interesează, este dată în tabelul 1.

Pentru întreaga serie de hidrotensoare tipizate (fig. 5), etanşarea îmbinărilor mobile se asigură cu manşete din cauciuc stabil la acţiunea hidrocarburilor, prevăzute cu inele de protecţie din ftoroplast—4 (PTFE). La fiecare tipodimensiune de hidrotensor şi pentru presiunea de lucru de 500 bar, valorile diferite ale forţei de tracţiune se pot obţine prin modificarea ariei suprafeţei active a cilindrului hidraulic. S-a prevăzut utilizarea unei surse exterioare de pre-

Tabelul 1

Strîngerea prezoanelor recipientelor tehnologice de presiune înaltă cu ajutorul hidrotensoarelor sovietice

Intensitatea forţei de tracţiune asigurate de hidrotensor, în MN(tf)	Tipodimensiunea prezoanelor (U.R.S.S.)
2 (200)	M 56, M 60, M 64, M 68, M 72
3 (300)	M 76, M 80, M 85
4 (400)	M 90, M 95, M 100, M 105, M 110
5 (500)	M 115, M 120, M 125, M 130, M 140
6 (600)	M 130, M 140, M 150, M 160, M 170, M 180,
7 (700)	M 190, M 200

surizare (hidrocompresor sau pompă), fiecare hidrotensor fiind echipat cu un set de tiranţi ce permit pretensionarea prezoanelor avînd mai multe dimensiuni nominale (tab. 1).

Modelul experimental corespunzător, capabil să dezvolte o forţă de tracţiune egală cu 3MN (300 tf), a fost acţionat printr-un hidrocompresor GKM—7/6000, mediul de presurizare fiind uleiul mineral. S-au efectuat 500 de cicluri de solicitare la presiunea de 500 bar, permanent controlîndu-se efortul în prezon (tensometric, traductoarele tensometrice rezistive fiind plasate pe porţiunea netedă a tijei prezonului), presiunea în hidrotensor (cu manometru-etalon) şi presiunea în camera de retur (*4*, în fig. 5) a pistoanelor (de asemenea cu manometru-etalon). Presiunea în hidrotensor a fost de 2,5 bar (forţă dezvoltată → 15 kN →1,50 tf) la mersul în gol al pistoanelor (deplasarea în sus) şi de 7,0 bar (forţă dezvoltată → 14 kN →1,40 tf) la revenirea pistoanelor în poziţia lor iniţială.

Pe baza rezultatelor experimentale obţinute, s-au determinat forţa maximă posibilă P_{max}, dezvoltată de către hidrotensor în condiţii de presurizare, şi forţa maximă P_0, indusă în prezon, respectiv efortul corespunzător pre-

Tabelul 2

Rezultatele experimentale [12]

Presiunea din sistemul hidrotensorului (fig. 5), în bar	Forţa, în MN		Pierderea de forţă prin frecare, în %, $\left(\frac{P_{max}-P_0}{P_{max}}\cdot 100\right)$	Coeficientul de frecare f
	P_{max}	P_0		
100	0,60288	0,59047	2,06	0,0824
200	1,20576	1,18094	2,06	0,0824
300	1,80864	1,78946	1,06	0,0424
400	2,41152	2,38595	1,06	0,0424
500	3,01440	2,95256	2,05	0,0824

O b s e r v a ţ i e. Valorile obţinute pentru f concordă cu cele cunoscute în literatura de specialitate [Başta T. M. ş.a. — *Obemnîie ghidravliceskie privodî*. Moskva, Maşinostroenie, 1969].

tensionării propriu-zise (tab. 2). Aşadar, disiparea forţei generate de hidrotensor prin frecarea în elementele de etanşare proprii reprezintă cam 1...2%.

Tot la IrkutskNIIhimmaş, în cooperare cu Angarsknefteorgsintez, s-a creat o instalaţie de sine stătătoare (fig.6), cu 16 hidrotensoare (fig.7), destinată strîngerii simultane a prezoanelor unei coloane de sinteză (fig. 8 — diametrul interior tehnologic de 1 000 mm, 320 bar, 16 prezoane).

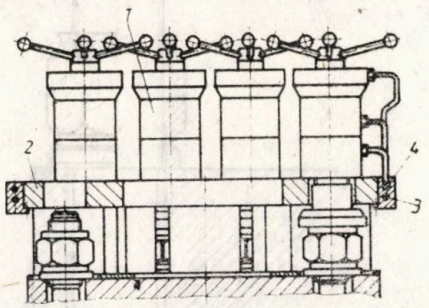


Fig. 6. Instalaţia cu 16 hidrotensoare, destinată strîngerii simultane a prezoanelor (16 buc.) unei coloane de sinteză [7]; *1* — hidrotensoarele; *2* — platforma inelară, cu nervuri de consolidare şi rigidizare; *3, 4* — colectoarele sistemului de presurizare hidraulică.

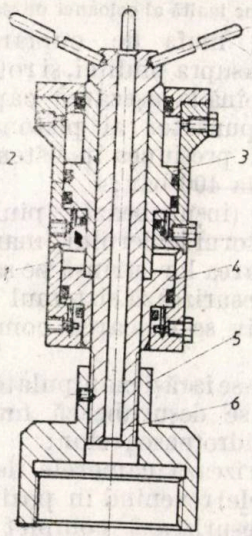


Fig. 7. Schiţa constructivă a hidrotensoarelor integrate în instalaţia din figura precedentă [7]: *1,2* — cilindrii hidraulici; *3, 4* — pistoanele (plungerele), ai căror presiune de revenire la poziţia iniţială este de 2,5 bar; *5* — mufa (manipulatoarele) detaşabile (2 buc.), folosite numa pentru aplicarea manuală a hidrotensorului pe prezon; *6* — tirantul hidrotensorului.

Instalaţia respectivă include şi o pompă de 20 l/h, presiunea în hidrotensoare ridicîndu-se pînă la 400 bar (forţa de tracţiune maximă pe prezon fiind de circa 0,60 MN → 60 tf) [7].

Atunci cînd se foloseşte instalaţia de strîngere cu hidrotensoare, redată în figura 6, ordinea operaţiilor care se execută est u rmătoarea:

- se montează închizătorul de presiune înaltă al coloanei de sinteză (fig. 8), piuliţele prezoa-

nelor rotindu-se manual pînă la rezemarea lor pe şaibe;

● folosindu-se o macara, pe capacul flanşat al închizătorului se montează instalaţia cu hidrotensoare (fig. 6), împreună cu pompa proprie;

● manual, cu ajutorul manipulatoarelor (fig. 8), se roteşte tirantul fiecărui hidrotensor

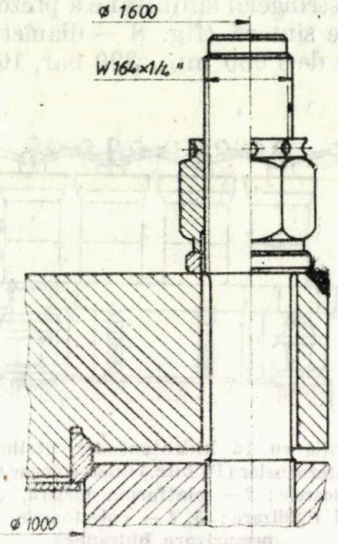


Fig. 8. Detaliul constructiv privind prezoanele închizătorului de presiune înaltă al coloanei de sinteză [7].

în sens orar, mufa de cuplare se îmbracă pe prezon, deasupra piuliţei, şi rotirea tirantului se continuă pînă la aşezarea capului sferic în locaşul corespunzător al pistonului superior;

● se ridică presiunea în sistemul hidrotensoarelor pînă la 400 bar;

● se rotesc (înşurubează) piuliţele pe prezoane cu ajutorul levierului, manual şi forţat, pînă la reaşezarea lor strînsă pe şaibele proprii;

● se depresurizează sistemul hidrotensoarelor, respectiv se descarcă complet presiunea de 400 bar;

● folosindu-se iarăşi manipulatoarele (fig. 6,7), deci manual, se deşurubează mufa de cuplare a tirantului hidrotensoarelor;

● se presurizează camerele de retur, pistoanele (plungerele) revenind în poziţia lor iniţială;

● se depresurizează complet instalaţia de strîngere;

● refolosindu-se macaraua, instalaţia cu hidrotensoare (şi pompă) se coboară de pe capacul coloanei de sinteză.

Înainte de lansarea în exploatarea tehnologică, instalaţia de strîngere cu hidrotensoare (fig. 6) s-a încercat hidraulic (500 bar) la rezistenţă şi etanşeitate, precizîndu-se caracteristicile sale funcţionale şi aşa-numitul factor (coeficient) de descărcare $k = P_{max}/P_0$. Etalonarea s-a efectuat tensometric. Factorul (coeficientul) de descărcare a avut următoarele valori: $k = 2{,}00$ — — la prima strîngere; $k = 1{,}45 \ldots 1{,}50$ — la strîngerile a doua şi a treia, consecutive; $k = 1{,}47$ — valoarea de calcul. În circumstanţele presurizării hidrotensoarelor la 400 bar, forţa aplicată pe un prezon a fost, în medie, de 0,52 MN → 52 tf, forţa de strîngere remanentă dintr-un prezon a reprezentat 0,365 MN → 36,5 tf, iar forţa de calcul pentru un prezon s-a considerat egală cu 0,335 MN → → 33,5 tf. În finalul strîngerii prezoanelor, coloana de sinteză (fig. 8) s-a testat pneumatic (cu azot, la 380 bar, timp de 2 zile) şi nu s-au constatat pierderi de azot.

Eficacitatea implementării în practică a instalaţiei de strîngere cu hidrotensoare multiple (fig. 6—8) s-a evaluat prin:

1 — diminuare duratei procesului de strîngere (de la 8 h la numai o oră);

2 — reducerea considerabilă a volumului de muncă;

3 — asigurarea unei forţe de strîngere uniforme, ca intensitate, pe toate prezoanele (16 buc.), ceea ce s-a resimţit în ameliorarea etanşeităţii şi, deci, a fiabilităţii coloanei de sinteză (fig. 8).

Instalaţia de strîngere cu hidrotensoare de tip VNIIPThimnefteapparatura. În lucrarea [5], se prezintă schema unei instalaţii de strîngere cu trei hidrotensoare (fig. 9), concepută şi utilizată ca atare în scopul mecanizării mon-

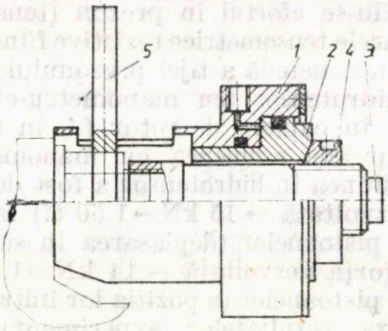


Fig. 9. Hidrotensorul de tip VNIIPThimnefteapparatura [5]: *1* — cilindrul hidraulic; *2* — pistonul (plungerul); *3* — tirantul hidrotensorului, a cărui mufă de cuplare angajează cel puţin patru spire ale filetului capului de prezon; *4* — piuliţa inelară; *5* — cheia fixă (de capăt).

tării şi demontării prezoanelor la aparatele tehnologice de schimb de căldură (fig. 10).

Din schema corespunzătoare de calcul, redată în figura 11, pe considerente geometrice, rezultă:

$$\frac{P_0}{\Delta l_{max} - (\Delta l_c + \Delta l_f)} = \frac{P_{max}}{\Delta l_{max}},$$

de unde se obţine:

$$P_0 = P_{max}\left(1 - \frac{\Delta l_c + \Delta l_f}{\Delta l_{max}}\right), \qquad (1)$$

respectiv:

$$\frac{P_0}{P_{max}} = 1 - \overline{\Delta l} \qquad (2)$$

sau :

$$k = \frac{P_{max}}{P_0} = (1 - \overline{\Delta l})^{-1}, \qquad (3)$$

în care :

$$\overline{\Delta l} = \frac{\Delta l_c + \Delta l_f}{\Delta l_{max}}. \qquad (4)$$

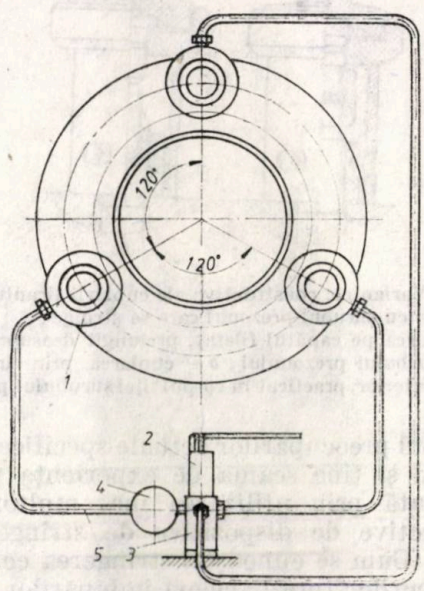


Fig. 10. Schema instalației cu trei hidrotensoare, folosite pentru mecanizarea strîngerii prezoanelor la schimbătoarele termice [5] :
1 — tensoarele hidraulice (fig. 9), dispuse la 120° ; *2* — pompa cu plunger (ulei universal) ; *3* — camera (celula) de distribuție ; *4* — manometrul camerei de distribuție (600 bar) ; *5* — conducta de presiune înaltă.

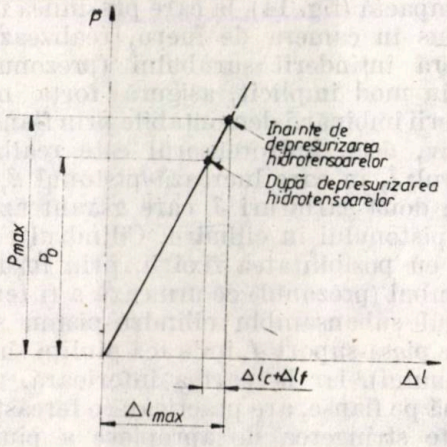


Fig. 11. Schema de calcul privind evaluarea intensității forțelor de strîngere :
P_{max} — forța de tracțiune din prezon înainte de anularea presiunii în hidrotensoare, în N ; P_0 — forța de tracțiune remanentă în prezon după anularea presiunii în hidrotensoare, respectiv forța de pretensionare (de strîngere) propriu-zisă, în N ; Δl_{max} — lungirea elastică a prezonului, în mm, datorită aplicării forței maxime P_{max} ; $(\Delta l_c + \Delta l_f)$ — diminuarea lungirii Δl_0, în mm, pe seama deformațiilor de contact (Δl_c) la nivelul suprafețelor frontale ale flanșei, șaibei și piuliței și, respectiv, pe seama deformațiilor spirelor în contact ale filetului (Δl_f) prezonului și piuliței sale.

Așadar, întotdeauna $P_0 < P_{max}$ și aceasta ca urmare directă a manifestării deformațiilor de contact corespunzătoare nivelului suprafețelor de rezemare ale piuliței, șaibei și flanșei, de asemenea ale suprafețelor în contact ale spirelor filetului prezonului și piuliței, întrucît suprafețele în discuție (dispuse pe partea aplicării forței P_{max}) nu sînt supuse solicitării prin forța de tracțiune a hidrotensorului activ (înainte de depresurizarea sa). Evident, P_0 va diferi de P_{max} cu atît mai puțin, cu cît simplexul $\overline{\Delta l}$ (formula 2) va fi mai mic, adică cu cît $\overline{\Delta l}_{max}$ este mai mare și suma $(\Delta l_c + \Delta l_f)$ este mai mică (formula 4). Diminuarea mărimilor Δl_c și Δl_f presupune atenuarea înălțimii microreliefului și ameliorarea durității suprafețelor frontale în contact, de asemenea îmbunătățirea sensibilă a geometriei suprafețelor frontale aflate în contact, mai ales în sensul asigurării unei precizii ridicate a paralelismului suprafețelor respective.

Pentru :

$$A_s = \frac{\pi}{4}\left(\frac{d_2 + d_1}{2}\right)^2;$$

$$d_3 = d_1 - \frac{H}{6};$$

$$P_0 = \sigma_0 A_s;$$

$$P_{max} = kP_0 = k\sigma_0 A_s = \sigma_{max} A_s$$

și $\sigma_0 = 210$ N/mm^2 $\leqslant 0{,}7\,\sigma_{0,2}$ ($\sigma_{0,2} = 300$ N/mm^2), respectiv $\sigma_{max} = P_{max}/A_s = 282$ N/mm^2, în lucrarea [5] se obține — indiferent de dimensiunile schimbătoarelor termice cu presiuni de lucru $p \leqslant 25$ bar și temperaturi de serviciu $t \leqslant 300$°C — — următorul factor (coeficient) de descărcare :

$$k = \frac{P_{max}}{P_0} = \frac{\sigma_{max}}{\sigma_0} = \frac{282}{210} = 1{,}343,$$

semnificația notațiilor noi fiind următoarea :

d_1, d_2 reprezintă diametrele interior și mediu ale filetului prezonului, în mm ;

H — înălțimea teoretică a profilului aceluiași filet, în mm ;

A_s — aria secțiunii transversale de calcul a tijei filetate a prezoanelor, în mm^2 ;

σ_0, σ_{max} — eforturile unitare calculate din tija filetată a prezoanelor întinse cu hidrotensoare, corespunzătoare forțelor P_0 și P_{max}, în N/mm^2.

Hidrotensorul sovietic de tip VNIKTneftehimoborudovanie. Acest hidrotensor (fig. 12) folosește pentru strîngerea de șuruburi/prezoane M 42 ... M 80 și are următoarele caracteristici tehnice :

— presiunea maximă în condiții active → 630 bar ;

— forța maximă pe un prezon tensionat → 0,88 MN → 88 tf ;

— aria secțiunii de lucru a cilindrului hidraulic → 140 cm^2 ;

— cursa pistonului → 3 mm ;
— forța necesară pentru acționarea manipulatorului → 210 N → 21 kgf (20 ... 22) kgf ;
— masa proprie → 11 kg ;
— fluidul de lucru (presurizare) → ulei industrial.

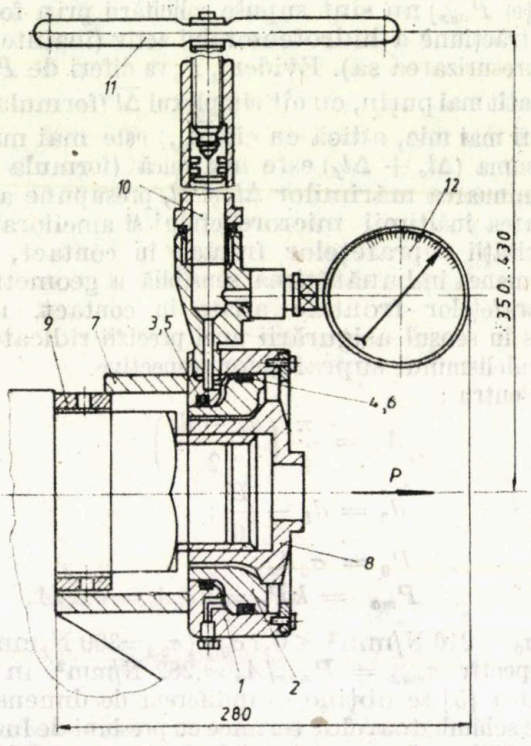


Fig. 12. Hidrotensorul sovietic de tip VNIKTneftehimoborudovanie [1] :
1 — cilindrul hidraulic ; *2* — pistonul (plungerul) ; *3, 4* — O-ringurile de etanșare ; *5, 6* — șaibele de protecție ; *7* — contrabucșa de rezemare ; *8* — piulița de capăt ; *9* — șaiba ; *10* — pompa de mînă ; *11* — manipulatorul (sau rozeta) ; *12* — manometrul.

Experimentarea hidrotensorului din figura 12 s-a efectuat pe aparate tehnologice de schimb de căldură Dn 1000/1100, cu cîte 28 de prezoane M 42 pe fiecare îmbinare flanșată. Lucrarea corespunzătoare de strîngere/montare s-a finalizat în numai 56 min (2 min pe un prezon), față de durata normată, egală cu 196 min, rezultînd o economie de 140 min. Efectul economic anual, evaluat la nivelul anului 1982 și numai pentru o singură rafinărie de petrol, a fost de 5155,9 ruble [1].

Cuplarea tirantului hidrotensorului cu șurubul/prezonul conjugat. Pentru cuplarea șurubului/prezonului cu tirantul hidrotensorului, se poate folosi fie capătul filetat prelungit cu 4 ... 6 spire deasupra piuliței (fig. 13 *a*), fie soluția tehnică a practicării de filet interior în corpul tijei șurubului/prezonului (fig. 13 *b*). În această din urmă variantă, însă, forța de tracțiune a hidrotensorului este limitată de rezistența mecanică relativ modestă a îmbinării proprii, mai ales cînd se strîng îmbinări flanșate cu $\alpha = \lambda_f/\lambda_s$ avînd valori mari.

Hidrotensoarele și instalația cu hidrotensoare de tip I.P.G. Ploiești. *Hidrotensoarele de tip I.P.G.Ploiești.* Dispozitivul de strîngere controlată, proiectat în cadrul Institutului de Petrol și Gaze (I.P.G.) Ploiești, se înscrie în

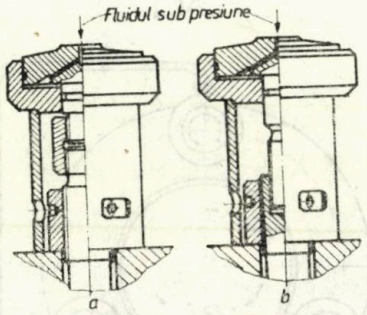


Fig. 13. Variantele constructive ale cuplării tirantului hidrotensorului cu șurubul/prezonul care se strînge :
a — cuplarea pe capătul filetat, prelungit deasupra piuliței, al tijei șurubului prezonului ; *b* — cuplarea prin intermediul filetului interior, practicat în corpul tijei șurubului/prezonului.

contextul preocupărilor actuale specifice pe plan mondial și ține seama de experiența practică acumulată prin utilizarea mai multor tipuri constructive de dispozitive de strîngere controlată. Cum se cunoaște, strîngerea controlată a șuruburilor (prezoanelor) îmbinărilor demontabile prin flanșe și similare se face, de mai multă vreme, cu avantajele cunoscute, folosind diverse dispozitive hidraulice de strîngere axială. Evident, hidrotensorul proiectat la I. P. G. Ploiești se încadrează în categoria dispozitivelor fără moment de răsucire.

Hidrotensorul respectiv reprezintă o construcție compactă (fig. 14), la care presiunea uleiului, introdus în camera de lucru, realizează forța necesară întinderii șurubului (prezonului) și, deci, în mod implicit, asigură forța necesară strîngerii îmbinării demontabile prin flanșe. Constructiv, deci, hidrotensorul este realizat din cilindrul *1*, în care lucrează pistonul *2*, prevăzut cu două garnituri *3*, care garantează etanșarea pistonului în cilindru. Cilindrul este prevăzut cu posibilitatea fixării, prin înșurubare, pe șurubul (prezonul) ce urmează a fi tensionat. Întregul subansamblu cilindru-piston se sprijină pe piesa-suport *4*, îmbracă piulița șurubului (prezonului), iar la partea inferioară, unde se sprijină pe flanșe, are practicată o fereastră care permite strîngerea de apropiere a piuliței pe flanșe, în condițiile în care șurubul (prezonul) este pretensionat. În scopul facilitării strîngerii de apropiere a piulițelor, în situația pretensionării șuruburilor, pe fețele hexagonului vor fi practicate orificii (nuturi) care să permită introducerea unui dorn, pentru rotirea lesnicioasă a acestora.

Dacă acest din urmă lucru nu este permis sau nu este prevăzut de către proiectant, atunci vor fi necesare chei tubulare hexagonale, executate

astfel, încît să se înscrie în spațiul dintre piulițe și suprafața interioară a piesei-suport, pe suprafața exterioară a cheii tubulare practicîndu-se

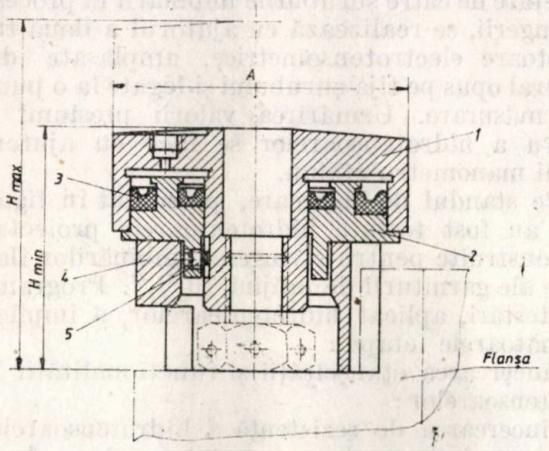


Fig. 14. Hidrotensorul de tip I.P.G. Ploiești.

orificiile (nuturile) necesare introducerii dornului cu care să se execute rotirea de apropiere a piulițelor. În scopul limitării cursei pistonului, dispozitivul este prevăzut cu trei știfturi 5, de blocare-limitare, amplasate pe partea inferioară a pistonului.

Dispozitivul a fost conceput și proiectat pentru a servi la strîngerea controlată a îmbinărilor prin flanșe ale prăjinilor de foraj de 10 $^{3}/_{4}''$, prevăzute cu șuruburi M 48. În scopul permiterii folosirii dispozitivului la aceste îmbinări, șuruburile îmbinării trebuie executate cu lungimea tijei filetate mai mare cu circa 50 mm, pentru a se crea porțiunea de înșurubare și sttrîngere cu dispozitivul respectiv.

În cazul utilizării strîngerii axiale, controlate, a șuruburilor, ideal ar fi ca fiecare șurub (prezon) al îmbinării să fie echipat cu un hidrotensor, în așa fel încît toate șuruburile (prezoanele) să fie strînse simultan, pentru a evita relaxarea neuniformă după strîngere.

În condițiile utilizării mai multor hidrotensoare, acestea se pot cupla fie în paralel (fig. 15), fie în serie (fig. 16).

În cazul cuplării în paralel a hidrotensoarelor, este absolut necesar ca, înainte de utilizare, fiecare hidrotensor, în parte, să fie aerisit. Pentru aceasta, fiecare hidrotensor este prevăzut cu un racord de legătură la sursa de presiune și cu un racord dotat cu dop de aerisire.

În cazul în care cuplarea hidrotensoarelor se face în serie, atunci aerisirea tuturor hidrotensoarelor, utilizate simultan, se face prin intermediul hidrotensorului terminal, al cărui racord de aerisire este prevăzut cu dop corespunzător. Racordurile de aerisire ale celorlalte hidrotensoare se vor scurtcircuita între ele, prin intermediul unor tubulaturi de legătură prevăzute cu manșon de protecție

Hidrotensorul de tip I. P. G. Ploiești este proiectat pentru o presiune maximă de $60 \cdot 10^{6}$ N/m², presiune suficientă pentru asigurarea forțelor

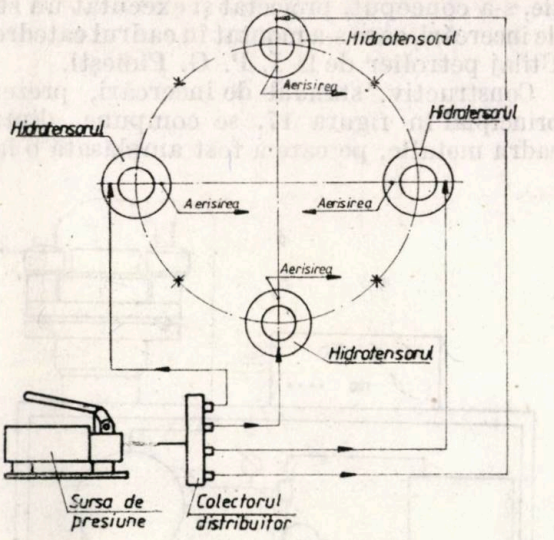


Fig. 15. Schema conectării în paralel a hidrotensoarelor.

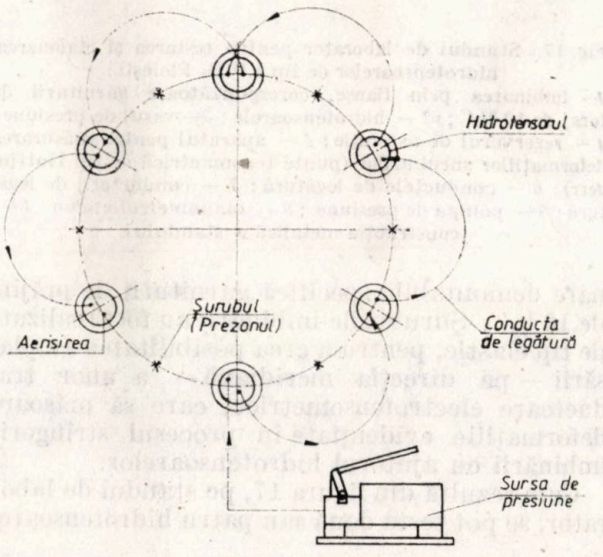


Fig.16. Schema conectării în serie a hidrotensoarelor.

de strîngere maxim maximorum necesare garniturilor de prăjini folosite la forarea sondelor cu diametre mari.

Caracteristicile definitorii ale hidrotensorului M 48, de tip I. P. G. Ploiești, sînt următoarele (fig. 14) : $A = 140$ mm ; $H_{min} = 115$ mm ; $H_{max} = 160$ mm ; presiunea maximă de lucru în cilindrul activ $\rightarrow p_{max} = 6 \cdot 10^{7}$ N/m² ; aria activă, efectivă, a cuplului cilindru-piston $\rightarrow A_{ef} = 9{,}35 \cdot 10^{-3}$ m².

Standul de laborator folosit pentru testarea hidrotensoarelor de tip I.P.G. Ploieşti. În scopul testării şi etalonării hidrotensoarelor în discuţie, s-a conceput, proiectat şi executat un stand de încercări, care s-a montat în cadrul catedrei de Utilaj petrolier de la I. P. G. Ploieşti.

Constructiv, standul de încercări, prezentat principial în figura 17, se compune dintr-un cadru metalic, pe care a fost amplasată o îmbinare demontabilă specifică garniturii de prăjini de 10 $^3/_4$''. Şuruburile îmbinării au fost realizate de tip elastic, pentru a crea posibilitatea amplasării — pe direcţia meridiană — a unor traductoare electrotensometrice, care să măsoare deformaţiile evidenţiate în procesul strîngerii îmbinării cu ajutorul hidrotensoarelor.

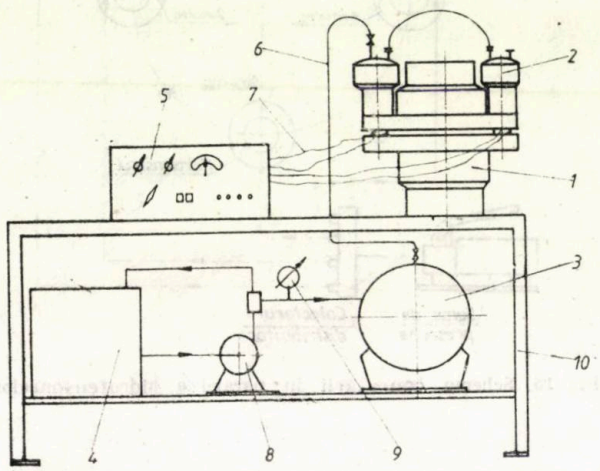


Fig. 17. Standul de laborator pentru testarea şi etalonarea hidrotensoarelor de tip I.P.G. Ploieşti:
1— îmbinarea prin flanşe, corespunzătoare garniturii de foraj de 10 $^3/_4$''; *2* — hidrotensoarele; *3*— vasul de presiune; *4* — rezervorul de aspiraţie; *5* — aparatul pentru măsurarea deformaţiilor şuruburilor (punte tensometrică de tip Hottingerr); *6* — conductele de legătură; *7* — conductorii de legătură; *8* — pompa de presiune; *9* — manometrul-etalon; *10*— construcţia metalică a standului.

Cum rezultă din figura 17, pe standul de laborator, se pot testa două sau patru hidrotensoare, fie conectate în paralel, fie conectate în serie. Vasul de presiune *3* este prevăzut cu patru prize de racordare, cu posibilităţi de izolare pentru fiecare priză. Măsurarea deformaţiilor, afectate de către şuruburile îmbinării în procesul strîngerii, se realizează cu ajutorul a două traductoare electrotensometrice, amplasate diametral opus pe tija şurubului şi legate la o punte de măsurare. Urmărirea valorii presiunii de lucru a hidrotensoarelor se face cu ajutorul unui manometru-etalon.

Pe standul de încercare, prezentat în figura 17, au fost testate hidrotensoarele proiectate şi construite pentru strîngerea îmbinărilor flanşate ale garniturii de prăjini 10 $^3/_4$''. Programul de testări, aplicat hidrotensoarelor, a implicat următoarele etape:
— încercarea etanşeităţii şi funcţionalităţii hidrotensoarelor;
— încercarea de rezistenţă a hidrotensoarelor, precum şi determinarea forţei maxime de întindere dezvoltate;
— ridicarea caracteristicilor de funcţionare pentru hidrotensoarele M 48.

Ridicarea curbei caracteristice de funcţionare a hidrotensorului comportă două faze distincte, astfel încît, cunoscîndu-se forţa de întindere a şurubului (valoare prescrisă de către proiectant), să se determine, rapid, valoarea presiunii ce trebuie dezvoltate la hidrotensor, în vederea atingerii valorii forţei de întindere prescrise.

În acest scop, în prima fază s-a stabilit, pe cale analitică, dependenţa forţă de întindere-deformaţie $[F = F(\varepsilon)]$, considerîndu-se, pentru aceasta, drept o valoare maximă a forţei de strîngere, forţa egală cu 70% din cea corespunzătoare limitei de curgere a materialului şuruburilor. În tabelul 3 sînt prezentate rezultatele corespunzătoare primei faze, rezultate determinate conform următoarelor date şi expresii de calcul: materialul şuruburilor → OL 60—STAS 500/2-80; limita convenţională de curgere → $R_{p0,2} = 310$ MN/m²; diametrul minim al tijei şurubului → $d_t = 0{,}035$ m; aria minimă a secţiunii transversale a şurubu-

Tabelul 3

Rezultatele calculate

10^3F, în N	10	20	30	40	50	60	70	80	90	100	120	140	160	180	200	220
$10^6\,\sigma$, N/m²	10,4	20,8	31,18	41,58	51,97	62,37	72,76	83,16	93,55	103,95	124,74	145,53	166,32	187,11	207,90	228,69
$10^{-5}\varepsilon$	4,95	9,90	14,84	19,80	24,74	29,70	34,64	39,60	44,54	49,50	59,40	69,30	79,20	89,10	99,00	108,90

Tabelul 4

Rezultatele experimentale

$10^5\,p$, în N/m²	5	10	15	20	30	40	50	60	70	80	90	100	120	130	140	150
$10^{-6}\,\varepsilon$	15	35	55	77,5	100	135	168	200	235	263	298	335	385	—	—	—

lui → $A_{min} = 9{,}62 \cdot 10^{-4}$ m²; modulul de elasticitate longitudinal al materialului şurubului → $E = 2{,}1 \cdot 10^{11}$ N/m²; $\sigma = F/A_{min}$; $\varepsilon = \sigma/E$.

În a doua fază a testării experimentale a hidrotensoarelor, s-a determinat, pe stand, dependenţa dintre deformaţiile specifice şi presiunea de lucru a dispozitivului. Rezultatele determinărilor sînt prezentate în tabelul 4, făcîndu-se precizarea că determinările experimentale au fost conduse decît pînă la $12 \cdot 10^6$ N/m², din lipsa unei surse capabilă să dezvolte o presiune mai mare.

Corelarea datelor de calcul cu cele determinate experimental conduce la curbele caracteristice, de tipul celei prezentate în figura 18, care permit ca, pentru o forţă de întindere dată, să se determine rapid presiunea ce trebuie dezvoltată la hidrotensor, pentru a obţine strîngerea dorită.

Instalaţia cu hidrotensoare de tip I.P.G. Ploieşti. În vederea asigurării unor condiţii uşoare de utilizare a hidrotensoarelor de tip I. P. G. Ploieşti la strîngerea şuruburilor îmbinărilor flanşate ale garniturii de foraj pentru diametre mari, s-a conceput şi proiectat o instalaţie, deplasabilă, care este prezentată, schematic, în figura 19.

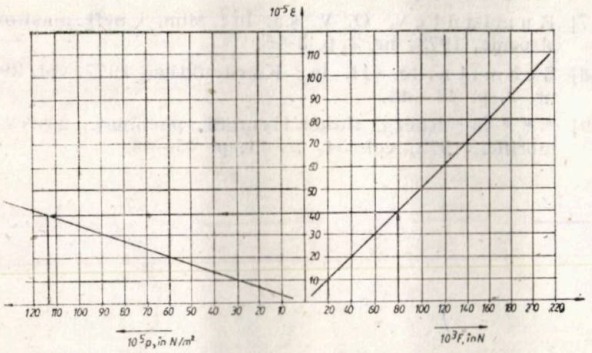


Fig. 18. Nomograma determinării presiunii necesare de lucru a hidrotensorului M 48.

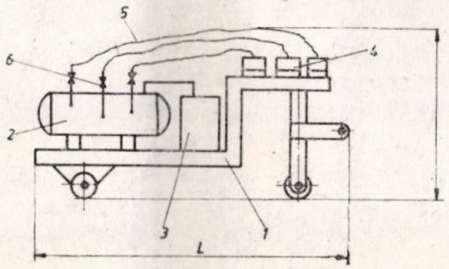


Fig. 19. Schema instalaţiei cu hidrotensoare de tip I.P.G. Ploieşti:
1 — platforma deplasabilă; *2* — recipientul de presiune; *3* — rezervorul de aspiraţie; *4* — hidrotensoarele; *5* — furtunurile de legătură; *6* — racordurile.

Instalaţia respectivă este compusă dintr-o platformă, care poate fi transportată pe un sistem propriu de rulare, pe care sînt amplasate: sursa de presiune, rezervorul de aspiraţie şi de descărcare, recipientul colector de presiune şi hidrotensoarele de lucru. Instalaţia este concepută în ideea lucrului concomitent cu şase hidrotensoare, care sînt de asemenea transportate pe platformă. Recipientul de presiune este prevăzut cu şase racorduri, cu posibilitatea de conectare rapidă a şase furtunuri de presiune, care sînt racordate la hidrotensoare. Fiecare dintre cele şase prize de presiune sînt prevăzute cu posibilităţi de izolare cu ajutorul unor robinete amplasate la legăturile dintre furtunurile de interconectare şi recipientul de presiune.

Principalele caracteristici tehnice ale instalaţiei sînt următoarele: presiunea maximă de lucru → $p = 4 \cdot 10^7$ N/m²; numărul maxim de hidrotensoare ce pot lucra simultan → $n_h = 6$; lungimea maximă a instalaţiei → $L =$ = (neprecizată); înălţimea maximă a instalaţiei $H =$ (neprecizată).

Instalaţia este prevătută cu supapă de siguranţă, amplasată pe recipientul de presiune, care trebuie reglată să deschidă la o presiune $p = 4{,}05 \cdot 10^7$ N/m².

Presiunea, generată de sursa de presurizare, este indicată de către un manometru-etalon, amplasat de asemenea pe recipientul de presiune.

Procesul strîngerii şuruburilor îmbinărilor flanşate ale garniturii de foraj pentru diametre mari folosind hidrotensoare de tip I.P. G. Ploieşti. Strîngerea şuruburilor îmbinărilor flanşate ale garniturii de foraj, cu hidrotensoarele de tip I. P. G. Ploieşti, presupune prevederea din proiectare a unor şuruburi de strîngere cu lungimea tijei filetate mai mare cu 50 mm, pentru a permite montarea hidrotensorului.

Dacă piuliţele de strîngere nu sînt prevăzute cu orificii practicate pe feţele hexagonului, atunci se vor executa chei inelare hexagonale, care să se înscrie în spaţiul dintre piuliţe şi suprafaţa interioară a piesei-suport şi care au prevăzute pe suprafaţa exterioară orificii. În aceste condiţii, procesul strîngerii cu hidrotensoarele de tip I.P. G. Ploieşti comportă parcurgerea următoarelor etape:

1) stabilirea forţei necesare de strîngere a şuruburilor, pe baza indicaţiilor date de către proiectant;

2) cu valoarea forţei de prestrîngere, obţinute din curbele de tipul celei din figura 19, se stabileşte presiunea necesară la pompă;

3) se introduc cheile inelare pe piuliţele şuruburilor ce urmează a fi strînse, executîndu-se rotirea de apropiere a piuliţelor;

4) se aşază suportul dispozitivului pe suprafaţa flanşei, cu fereastra de acces la piuliţă într-o poziţie convenabilă;

5) se înşurubează subansamblele piston-cilindru pe şuruburi, pînă la aşezarea totală şi corectă pe suportul dispozitivului;

6) prin intermediul furtunurilor de legătură, se racordează fiecare hidrotensor la sursa de presiune;

7) se slăbesc dopurile de aerisire ale fiecărui hidrotensor, efectuîndu-se aerisirea spațiului de lucru al hidrotensorului; după eliminarea totală a aerului din spațiul de lucru, se restrîng dopurile de aerisire;

8) se ridică presiunea în sistem, prin punerea în funcție a sursei de presurizare, pînă la valoarea presiunii stabilite anterior;

9) în momentul atingerii valorii necesare a presiunii, se deconectează sursa de presurizare și se închid robinetele de izolare ale hidrotensoarelor;

10) cu ajutorul unui dorn, introdus prin fereastra de acces a suportului dispozitivului, se strîng piulițele, pînă la contactul total cu suprafețele flanșelor;

11) se descarcă sistemul, prin punerea în comunicare a recipientului de presiune cu rezervorul de aspirație și descărcare și prin deschiderea robinetelor de izolare a hidrotensoarelor;

12) se deconectează legăturile rapide ale furtunurilor la hidrotensoare și se deșurubează hidrotensoarele de pe șuruburile pretensionate; în continuare, hidrotensoarele se montează pe alte șuruburi, reluîndu-se operațiile enumerate.

Bibliografie

[1] Cernikov, V. N. ș.a. În: Ekspluat., moderniz. i remont oborud. nefteper. i neftehim. prom., 1982, nr. 3, p. 20—21.

[2] Egorov, I. A. *Sovremennîe metodî i sredstva sborki i razborki rezbovîh soedinenii na mașinah i apparatah neftepererabatîvaiușcei i neftehimiceskoi promîșlennosti.* Moskva, ȚNIITENEFTEHIM, 1979.

[3] Fabry, Ch. W. În: W. u.B., 1966, vol. 99, nr. 6, p. 403—407.

[4] Fabry, Ch. W. În: Der Maschinenschaden, 1967, vol. 40, nr. 2, p. 61—64.

[5] Gherșoig, E. L. ș.a. În: Him. i neft. mașinostroenie, 1982, nr. 1, p. 28—29.

[6] Ivanțov, V. V. ș.a. În: Him. i neft. mașinostroenie, 1978, nr. 4, p. 42—43.

[7] Kalitin, L. A. ș.a. În: Him. i neft. mașinostroenie, 1982, nr. 1, p. 25—26.

[8] Klius, V. P., Prodan, V. D. În: Vestnik mașinostroenia, 1980, nr. 4, p. 24—25.

[9] Leenson, M.A., Simkin, E.L. În: Vestnik mașinostroenia, 1967, nr 3, p. 30—32.

[10] Meinecke, E. *Hydraulische Dehnvorrichtung für die auf Zug vorzuspannenden Befestigungsschrauben eines Versuchlussdeckels an einer Druckleitung oder einem Druckbehälter.* Brevet R.F.G., cl. 87 a, 22, (B 85 b, B 25 h, B 25 j), nr. 1246627, 26.04.62/08.02.68.

[11] Vinciguerra, C., Mantelli, R. În: Quaderni Pignone, 1967, nr. 7, p. 23—29.

[12] Viriukin, V. P. ș.a. În: Him. i neft. mașinostroenie, 1979, nr. 12, p. 25—26.

[13] Viriukin, V. P. ș.a. În: Him. i neft. mașinotroenie, 1984, nr. 11, p. 11—12.

[14] White, P. E. În: Corrosion. Prevention and Control, 1966, vol. 13, nr. 4, p. 24—27.

[15] Prodan, V. D. ș.a. În: Vestnik mașinostroenia, 1974, nr. 1, p. 27—28.

[16] Rumianțev, O. V. ș. a. În: Vestnik mașinostroenia, 1969, nr. 5, p. 29—30.

[17] Rumianțev, O. V. ș.a. În: Him. i neft. mașinostroenie, 1973, nr. 2, p. 3—5.

[18] Schmitz, K.-H. În: Konstruktion, 1977, vol. 29, nr. 2, p. 43—48.

[19] * * * În: Energ. fluide Hydraul., pneumat., asserv., lubrific., 1972, vol. 54, nr. 11, p. 45—48.

Revista MINE, PETROL și GAZE este editată de Oficiul de informare documentară pentru industria minieră, București, Calea Victoriei 220, sector I, cod. 71104. C.P. 22 — 146, telefon 59.29.75.

Tiparul: Întreprinderea poligrafică „Informația" str. Brezoianu nr. 23 — 25, București c. 1115

Prețul: 13 lei/exemplar

Grafica: A. Socaciu

INFORMAȚIA BUCUREȘTI 1883

CENTRUL DE CALCUL SI LUCRARI AUXILIARE, Bucureşti, str. Biserica Amzei nr. 23, sector I, telefon 597060

REALIZEAZA PENTRU BENEFICIARII DIN RAMURA EXTRACTIVA O GAMA VARIATA DE LUCRARI PRIN:

ACTIVITATEA DE INFORMATICA

Proiectare şi implementare de produse informatice în domeniile: foraj sonde; producţie ţiţei şi gaze; distribuţie gaze; aprovizionare - desfacere, financiar - contabilitate, personal, retribuire şi altele.

Exploatare curentă a produselor informatice pentru beneficiarii din sistem.

ACTIVITATEA INDUSTRIALA

Produce pentru instalaţiile şi utilajele din industria petrolieră o gamă diversificată de articole tehnice din cauciuc - pentru majoritatea acestora fiind singurul furnizor din economie care răspunde cerinţelor tuturor unităţilor din sectorul de petrol şi gaze.

ACTIVITATI AUXILIARE

Machete pentru obiective de investiţii şi tehnologii de producţie pentru industria extractivă de petrol şi gaze, lucrări de editare şi tehnoredactare, tipărire şi legătorie etc.

CENTRUL DE CALCUL SI LUCRARI AUXILIARE

Institutul de cercetari, inginerie tehnologica si proiectari miniere pentru huila Petrosani

1987 MAI 31

EFECTUEAZA:

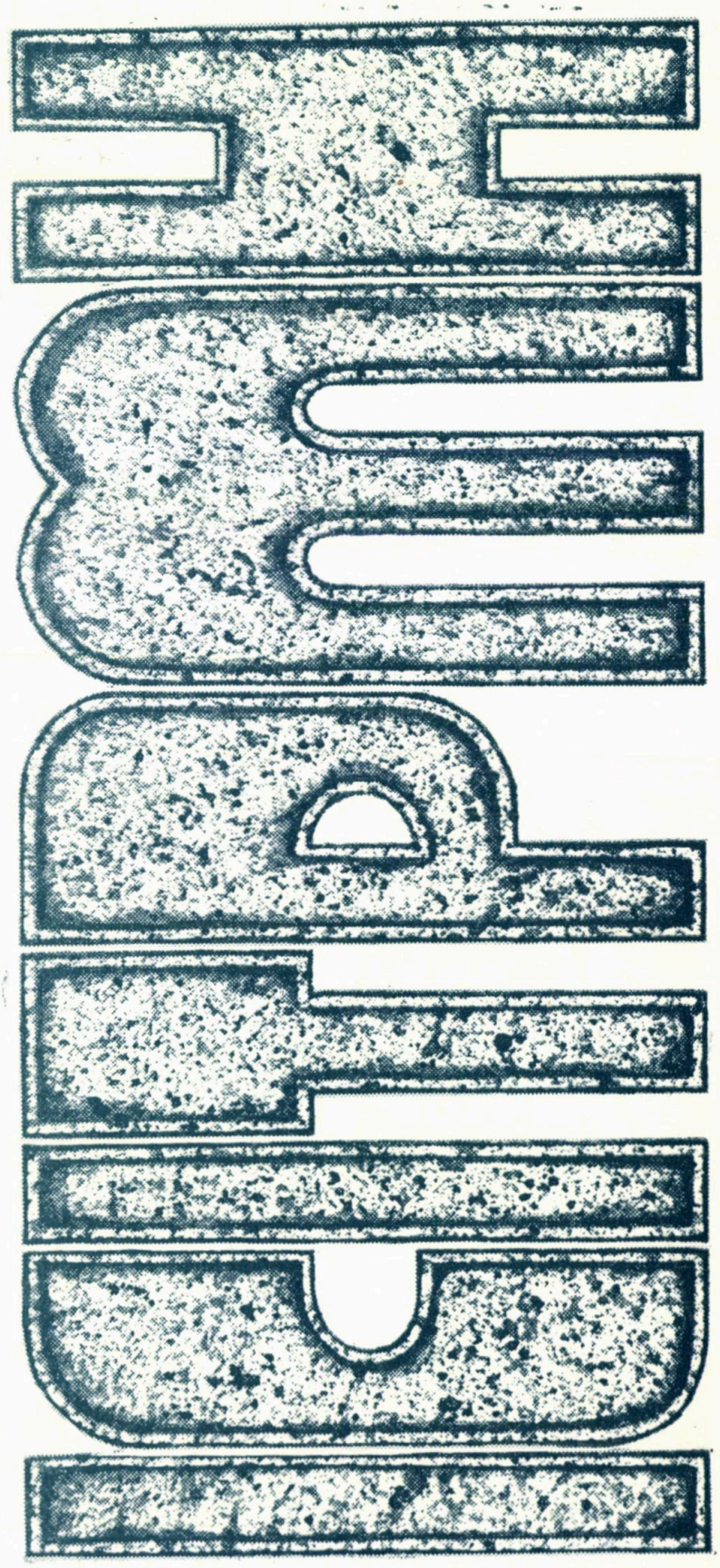
●●● Cercetări privind exploatarea, prepararea şi industrializarea cărbunelui.

●●● Proiecte tehnologice şi documentaţii tehnico-economice pentru obiective de investiţii privind exploatarea, prepararea şi industrializarea cărbunelui, dezvoltarea unităţilor de fabricare şi reparaţii ale utilajelor miniere.

●●● Cercetări şi proiecte privind mecanizarea şi automatizarea minelor, modernizarea şi asimilarea utilajelor specifice industriei cărbunelui.

●●● Colaborări cu uzine constructoare de maşini din ţară şi străinătate privind adaptarea utilajului minier la condiţiile specifice din Valea Jiului.

●●● Cercetări şi proiectări privind cooperarea externă în domeniul extracţiei şi preparării cărbunelui.

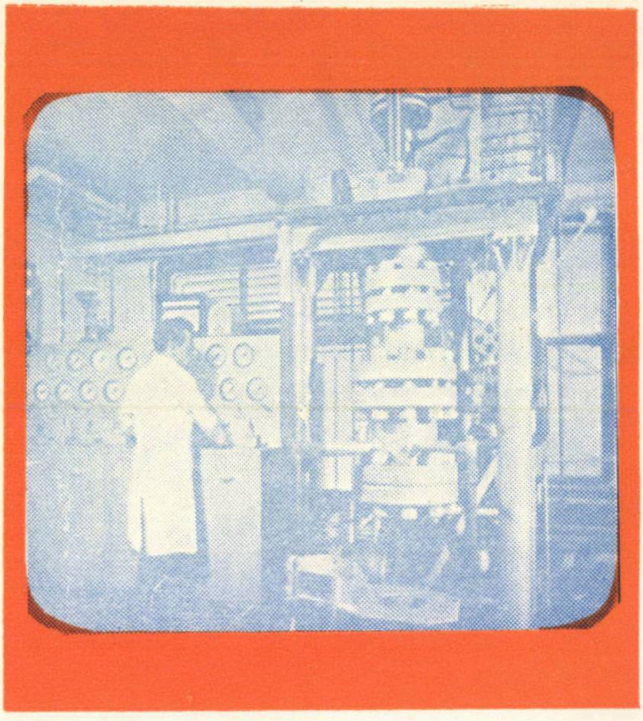


ICITPMH PETROSANI
Str. Mihai Viteazu nr. 3,
cod 2675, jud. Hunedoara

E 1145

MINE PETROL GAZE

BUCUREŞTI – ROMÂNIA ◆ Vol. 38, mai 1987 5



Institutul de cercetări si proiectări pentru petrol si gaze Cîmpina

EXECUTA PENTRU PARTENERII SAI:

STUDII

• studii geologice complexe privind elaborarea si fundamentarea programului de lucrări de prospectiune si explorare in vederea stabilirii perspectivelor de hidrocarburi ale bazinelor sedimentare • studii de evaluare a rezervelor de prognoză si industriale si de prevedere a productiei de hidrocarburi • studii si documentatii tehnice privind extractia titeiului si gazelor din sonde/mine • studii privind interpretarea calitativă si cantitativă a diagrafiilor de sondă, elaborarea de programe si prelucrarea datelor la calculatoarele electronice • studii de exploatare a zăcămintelor de titei si gaze • studii asupra metodelor de recuperare • studii economice si de optimizare • studii si cercetări privind forajul sondelor, extractia, transportul si distributia gazelor naturale • procese si aparate de ardere a gazelor naturale.

ANALIZE

• analize petrofizice (densitatea, susceptibilitatea si orientarea magnetică) • analize petrografice-mineralogice (determinări microscopice in sectiuni subtiri ale mineralelor grele si reziduurilor insolubile, granulometrii, continutul in carbonati, determinări in raze X, analize termodiferentiale) • analize geochimice (determinarea elementelor anorganice, extractii cu solventi, analize spectrografice, cromatografice, analize de titei, apă si gaze) • analize paleontologice (microfaunistice,macrofaunistice si palinologice) • analiza diagrafiilor si evaluarea formatiilor • analize conventionale si speciale pentru carote (porozităti, permeabilităti, saturatii in apă interstitiale, presiuni capilare, permeabilităti relative etc.) • analiza gazelor, condensatului, titeiului si apei extrase din sonde • analiza fluidelor de foraj si pastelor de cimentare a sondelor.

DOCUMENTATII TEHNICE

• documentatii tehnice (engineering) privind colectarea, separarea, incălzirea cu flacără directă, desulfurarea, depozitarea si transportul titeiului, apei si gazelor • documentatii tehnice pentru instalatiile de suprafată din santiere • documentatii tehnice privind amenajări de baze petroliere, instalatii portuare pentru primirea si expedierea titeiului si produselor petroliere • documentatii tehnico-economice pentru investitiile privind forajul sondelor, extractia,distributia si utilizarea gazelor naturale • documentatii tehnice de instalatii autotransportabile pentru interventie la sonde si măsurători • documentatii tehnice privind extractia titeiului prin minerit si prelucrarea sisturilor petrolifere.

ALTE ACTIVITATI

• măsurarea presiunilor si a temperaturilor din sondele productive, analize P.V.T. • materiale noi (aditivi) pentru fluidele de foraj, pentru degajarea garniturii de foraj; paste de ciment, stimularea productiei, dezemulsionarea, reducerea viscozitătii si tratarea titeiului pentru transport, combaterea coroziunii, crustelor • dispozitive de control pentru activitatea de foraj, dispozitive de gaz-lift, aparate pentru evaluarea presiunii, temperaturii si colectarea probelor de titei si gaze din sonde, mecanisme de ceasornic • aparate pentru determinarea presiunii de vapori si densitătii gazolinei • aparate pentru determinarea stabilitătii electrice a emulsiilor inverse • prese pentru testarea rezistentei pietrei de ciment • nivelmetre • instalatii si pompe de injectie a chimicalelor pentru evacuarea lichidelor acumulate in gaura de sondă.

INSTITUTUL DE CERCETARI SI PROIECTARI
PENTRU PETROL SI GAZE - CIMPINA

Str. Culturii 29, tel. 31730, cod 2150

MINE, PETROL ŞI GAZE

ORGAN AL MINISTERULUI MINELOR, PETROLULUI ŞI GEOLOGIEI

ANUL XXXVIII

Nr. 5 1987

CUPRINS

Vişan Sanda, Isaic Maniu, Al., Socolescu Ana, Roxin, I. **Alegerea variantei de prelucrare hidrometalurgică a unor subproduse din industria metalurgiei neferoase** 206

Ciroie, L. **Încercări în flux pentru determinarea parametrilor optimi la funcţionarea unui circuit de măcinare în două trepte** 211

Petro, V. **Separarea minereului din masa minieră aflată într-un vagonet** 216

Enache, C. **Factori geologici de influenţă a stării abatajelor cu front lung în zăcămintele de lignit din România** 219

Boia, C. **Contribuţie la problema determinării rapide a umidităţii şi punctului de rouă al aerului umed din uscătoare** 222

Cucuiat, M., Ciovîrnache, V., Maer, A. **Deshidratarea gazelor naturale şi asociate cu tufuri vulcanice** 225

Tocan, I. **Elemente de calcul privind efectele realizate prin instalarea filtrelor metalice simple în sondă în dreptul stratului productiv** 229

Pârcălăbescu, I. D., Manea, F., Nistor, I. **Asupra interacţiunii apei marine şi de injecţie cu unele gresii albiene** 990

COLEGIUL DE REDACŢIE

Ing. **VASILE SCRIPĂŢ**, preşedinte ; dr. ing **GHEORGHE ALDEA** ; ing. **ŞTEFAN BENEA** ; dr. geol. **IOSIF BERCIA** ; ing. **TEODOR BORU** ; dr. ing. **GHEORGHE DONŢOV DANU** ; dr. ing. **IANC. GEANGĂLĂ** ; dr. ing. **FLOREA NEAGU** ; ing. **NICOLAE PANTILIE** ; **ELENA VRĂNCEANU**, redactor.

REZUMATE

C.Z. 622.791 : 622—17 : 622.343/344

Vişan Sanda ş.a. *Alegerea variantei de prelucrare hidrometalurgică a unor subproduse din industria metalurgiei neferoase*

Autorii stabilesc, prin analiză dispersională, factorii cu influenţă semnificativă asupra solubilizării cuprului, plumbului sau zincului, în vederea optimizării proceselor hidrometalurgice de valorificare a unor zguri purtătoare de aceste metale neferoase.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 5, 1987

C.Z. 622.7(084.2 : 622.7 : 622.74

Ciroie, L. *Încercări în flux pentru determinarea parametrilor optimi la funcţionarea unui circuit de măcinare în două trepte*

Se prezintă un studiu critic al circuitului de măcinare-clasare, în care s-a urmărit variaţia parametrilor care caracterizează procesul, obţinîndu-se, în final, parametrii optimi pentru fazele măcinării.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 5, 1987

C.Z. 622.343 : 622.723

Petro, V. *Separarea minereului din masa minieră aflată într-un vagonet*

Autorul prezintă calculul privind separarea minereului din cadrul masei miniere extrase industrial, aflată într-un vagonet, condiţiile care trebuie respectate, precum şi avantajele metodei.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 5, 1987

C.Z. 622.332 : 622.273.23

Enache, C. *Factorii geologici de influenţă a stării abatajelor cu front lung în zăcămintele de lignit din România*

Autorul stabileşte aceşti factori, respectiv : înclinarea, caracteristicile fizico-mecanice ale acoperişului şi culcuşului, grosimea stratului de cărbune, adîncimea de exploatare, gradul de inundare al abatajului, ponderea intercalaţiilor în grosimea stratului de cărbune şi gradul de tectonizare.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 5, 1987

C.Z. 622.794.4 : 65.011.56 (517)

Boia, C. *Contribuţii la problema determinării rapide a umidităţii şi punctului de rouă al aerului umed din uscătoare*

Se analizează problema determinării rapide a umidităţii absolute, umidităţii relative şi a punctului de rouă al aerului din uscătoare, pe baza măsurării temperaturii termometrului uscat şi a temperaturii termometrului umed. Utilizînd relaţiile dintre parametrii de stare ai aerului s-a alcătuit un algoritm de calcul, cu ajutorul căruia s-a completat un tabel util pentru măsurări rapide. În vederea efectuării unor calcule analitice se prezintă programul de calcul aplicabil pe calculatorul programabil de birou FELIX CE 130 P.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 5, 1987

C.Z. 622.324 : 622.353.4

Cucuiat, M., Ciovîrnache, V., Maer, A. *Deshidratarea gazelor naturale şi asociate cu tufuri vulcanice*

Pe baza unor determinări de laborator şi la scară pilot s-a elaborat un proces de uscare a gazelor naturale şi asociate, utilizînd tuf vulcanic de Mîrşid, protejat cu cărbune activ contra contaminării cu hidrocarburi grele. Procesul, experimentat în trei instalaţii industriale, a fost omologat şi este aplicat în prezent în nouă instalaţii de uscare, fiind în curs de extindere.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 5, 1987

C.Z. 622.245 44 (517)

Tocan, I. *Elemente de calcul privind efectele realizate prin instalarea filtrelor metalice simple în sondă în dreptul stratului productiv*

Sînt prezentate exemple de calcul privind stabilirea mărimii deschiderilor filtrelor metalice cu şliţuri (fante) şi cu orificii, evaluarea factorilor efectului pseudoskin şi estimarea elementelor care caracterizează modificările ce au loc în sistemul strat-sondă, datorită prezenţei unui filtru de nisip în sondă. Pe această bază sînt prezentate concluzii corespunzătoare, valabile în cazurile examinate, precum şi concluzii general valabile.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 5, 1987

C.Z. 622.245.543 : 622.245.4

Pârcălăbescu, I. D., Manea, F., Nistor, I. *Asupra interacţiunii apei marine şi de injecţie cu unele gresii albiene*

Simulîndu-se în laborator filtrarea apei de mare şi a celei de injecţie, pentru condiţiile de zăcămînt, se pune în evidenţă reducerea însemnată a indicelui de receptivitate al colectorului. Se explică legic cine determină reducerea indicelui de receptivitate.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 5, 1987

CONTENTS

C.Z. 622.791 : 622—17 : 622.343/344

Vişan Sanda et al. *Choosing an alternative of hydrometallurgical processing of certain subproducts in the nonferrous metallurgy*

The authors determine — by means of dispersional analysis — the factors with significant influence upon copper, lead or zinc solubility, having in mind the optimization of certain hydrometallurgical processes meant to recover such nonferrous metals from bearer slags.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 5, 1987

C.Z. 622.7 (084.2) : 622.735 : 622.74

Ciroie, L. *In-line trials for the determination of the optimized parameters in the operation of a two-stage grinding circuit*

A critical study of the grinding classifying circuit is presented, pointing out the variation of the parameters which describe the process and determining finally the optimized parameters on different stages.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 5, 1987

C.Z. 622.343 : 622.723

Petro, V. *Ore separation from mined material in a waggon*

The author presents a calculation system regarding the ore separation from material industrially mined and loaded in a waggon, the conditions which must be observed and the advantages of the method.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 5, 1987

C.Z. 622.332 : 622.273.23

Enache, C. *Geological factors influencing the longwall faces in the lignite deposits from Romania*

The author determines these factors which are : dip, physico-mechanical characteristics of the roof and floor, coal seam thickness, mining depth, face flooding extent, amount of intercalations in the coal seam thickness and tectonic disturbance.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 5, 1987

C.Z. 622.794.4 : 65.011.56 (517)

Boia, C. *Contributions to the problem of rapid determination of the wet air moisture contents and dew point in dryers*

The rapid determination of the absolute and relative moisture contents and of the dew point of the air in dryers is presented, based upon the temperature measurement on dry and wet thermometers. By using the relations between the air status parameters a calculation algorithm and, on its basis, a table for rapid measurements are worked out. In order to carry out certain analytical calculations a corresponding programme for the FELIX CE 130 P desk computer is presented.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 5, 1987

C.Z. 622.324 : 622.353.4

Cucuiat, M., Ciovîrnache, V., Maer, A. *Dehydration of natural and associated gases with volcanic tuffs*

Based upon laboratory and pilot scale determinations a natural and associated gas drying process was worked out, by using volcanic tuff of Mîrşid, protected with active carbon against heavy hydrocarbon contamination. The process was put on trial in three industrial plants, certified for acceptance. It is currently applied in mine drying plants and its application is going to be extended.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 5, 1987

C Z. 622.245.44 (517)

Tocan, I. *Calculation elements regarding the effects obtained by installing simple metallic filters in wells in the productive bed*

Calculation examples are presented regarding the size of the openings in metallic filters with slots and orifices, an evaluation of the factors of the pseudo-skin effect and an estimation of the elements characterizing the modifications taking place in the bed-well system, following the presence of a sand filter in the well. On this basis corresponding conclusions are drawn, applicable in the examined cases, as well as generally applicable ones.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 5, 1987

C.Z. 622.245.543 : 622.245.4

Pârcălăbescu, I. D., Nistor, I. *On the interaction between sea and injection water with certain albian sandstones*

By simulating in the laboratory the filtration of sea and injection water, in deposit conditions, a significant drop in the receptivity index of the collector is pointed out. The explanation is given for the drop of the receptivity index.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 5, 1987

СОДЕРЖАНИЕ

C.Z. 722.791 : 622—17 : 622.343/344

Вишан Санда и др. *Выбор варианта гидрометаллургической обработки подпродуктов промышленности цветной металлургии*

Авторы устанавливают дисперсионным анализом факторы с значительным повлиянием на растворимость меди, свинца или цинка в виду оптимизации гидрометаллургических процессов для рационального использования шлаков, содержащих эти цветные металлы.

Ключевые слова: вариант, гидрометаллургическая обработка, подпродукты, цветная металлургия, рациональное использование.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 5, 1987

C.Z. 622.7(084.2) : 622.735 : 622.74

Чироe, Л. *Поточное испытание для определения оптимальных параметров при работе в схеме двустадиинного измельчения*

Представлено критическое исследование схемы измельчения-классификации, преследуя целью изменение параметров, характеризующих процесс и в конце получая оптимальные параметры для стадий измельчения.

Ключевые слова: испытание, оптимальные параметры, схема измельчения, стадии.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 5, 1987

C.Z. 622.343 : 622.723

Петро, В. *Отделение руды из добытой горной массы, находящейся в вагонетке*

Автор представляет расчёт для отделения руды из добытой горной массы, находящейся в вагонетке, соблюдаемые условия, а также выгоды этого метода.

Ключевые слова: отделение, руда, горная масса, условия, выгоды.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 5, 1987

C.Z. 622.332 : 622.273.23

Енаке, К. *Геологические факторы, повлияющие на состояние длинных забоев в лигнитных месторождениях Румынии*

Автор определяет некоторые факторы, как: наклонение, физикомеханические характеристики кровли и почвы, мощность угольного пласта, глубина разработки, обводнённость забоя, удельный вес вмещающих пород, мощность угольного пласта и нарушённость пласта.

Ключевые слова: геологические факторы, влияние, состояние, длинные забои, лигнитные месторождения, Румыния.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 5, 1987

C.Z. 622.794.4 : 65.011.56(517)

Боя, К. *Вклады в вопрос быстрого определения абсолютной влажности и точки росы влажнего воздуха в сушильном аппарате*

Анализирован метод быстрого определения абсолютной и относительной влажностей и точки росы воздуха в сущильном аппарате на основе измерения температуры сухим и мокрым термометром. Используя отношения параметров состояния воздуха построен алгоритм расчёта, с помощью которого заполнилась таблица, применяемая для быстрых измерений. В виду осуществления аналитических расчётов, представляется программа расчёта, применяемая для програмной ЭВМ Феликс СЕ 130 Р.

Ключевые слова: вклад, влажность, сушильный аппарат, измерение, температура, альгоритм, ЭВМ Феликс СЕ 130 Р.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 5, 1987

C.Z. 622.324 : 622.353.4

Кукуят, М., Чёвырнаке, В., Маер, А. *Обезвоживание природных и соединённых с вулканическими туфами газов*

На основе лабораторных исследований и на пилотном масштабе разработан процесс осушения природных и соединённых газов используя вулканический туф Мыршида, защищённый активным углем от загрязнения с тяжёлыми углеводородами. Процесс, испытан в трёх промышленных установках, был утверждён и в настоящее применяется для 9-и установок осушения и будет расширен.

Ключевые слова: обезвоживание, природные газы, соединённые газы, процесс, туф, испытание, промышленные установки.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 5, 1987

C.Z. 622.245.44(517)

Токан, И. *Расчётные элементы, касающиеся полученных эффектов установкой простых металлических фильтров в скважине напротив продуктивного пласта*

Представлены примеры расчёта для установления размеров открытия металлических фильтров со шлицами и отверстиями, оценки эффекта псевдоскин и элементов, характеризующих изменения в системе пласт-скважина, из-за присутствия песчанного фильтра в скважине. На этой основе данны соответствующие выводы, действующие в указанных случаях, а также общедействующие выводы.

Ключевые слова: расчётные элементы, размеры, металлические фильтры, система пласт-скважина, выводы.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 5, 1987

C.Z. 622.245 : 543 : 622.245.4

Пыркэлэбеску, И. Д., Нистор, И. *О воздействии, морской и инъекционной воды и песчаников мелового периода*

Имитируя в лаборатории фильтрирование морской и инъекционной воды, для условия месторождения, выявлено значительное сокращение показателя восприимчивости коллектора. Закономерно объясняется кто обусловливает сокращение показателя восприимчивости.

Ключевые слова: воздействия, морская вода, инъекционная вода, песчаники, имитирование, показатель восприимчивость.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 5, 1987

SOMMAIRE

C.Z. 622.791 : 622.17 : 622.343/344

Vişan Sanda et al. *Le choix de la variante de façonnage hydrométallurgique des certains produits secondaires de l'industrie de la métallurgie non-ferreuse*

Les auteurs établissent à l'aide de l'analyse de la variance les facteurs qui ont une influence signifiante sur la solubilité du cuivre du plomb ou du zinc, en vue d'optimiser les processus hydrométallurgiques de valorisation des certaines cendres portantes de ces métaux non-ferreux.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 5, 1987

C.Z. 622.7(084.2) : 622.735 : 622.74

Ciroie, L. *Essai au flux en vue de déterminer les paramètres optimes pour le fonctionnement d'un circuit de broyage en deux étapes*

On présente un étude critique du circuit de broyage-classement dans lequel on a suivi la variation des paramètres qui caractérisent le processus, en obtenant, à la fin, les paramètres optimes pour les étapes de broyage.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 5, 1987

C.Z. 622.343 : 622.723

Petro, V. *La séparation du minerais de la masse minière extraite placée dans un wagonnet*

L'auteur présente le calcul concernant la séparation de la masse minière extraite par la méthode industrielle, située dans un wagonnet, les conditions qui doivent être respectées, de même que les avantages de la méthode.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 5, 1987

C.Z. 622.332 : 622.273.23

Enache, C. *Les facteurs géologiques qui influencent l'état des exploitations par front long dans les gisements de lignite de Roumanie*

L'auteur détermine ces facteurs, respectivement : l'inclinaison, les caractéristiques physiques-mécaniques du toit et du mur, l'épaisseur de la couche de charbon, la profondeur d'exploitation, le degré d'innondation de l'exploitation, le poids des intercalations dans l'épaisseur de la couche de charbon et le degré de tectonisation.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 5, 1987

C.Z. 622.794.4 : 65.011.56(517)

Boia, C. *Contributions au problème de la détermination rapide de l'humidité et du point de rosée de l'air humide dans les sécheurs*

On analyse le problème de la détermination rapide de l'humidité absolue, de l'humidité relative et du point de rosée de l'air dans les sécheurs, en base du mesurage de la temp rature du thermomètre sec et de la température du thermomètre humide. En utilisant les relations entre les paramètres d'état de l'air on forme un algorithme de calcul à l'aide duquel on complète un tableau utile pour des mesurages rapides. En vue de l'accomplissement de certains calculs analytiques on présente le programme de calcul qui peut être appliqué sur la calculatrice programmable de bureau type FELIX CE 130 P.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 5, 1987

C.Z. 622.324 : 622.353.4

Cucuiat, M., Ciovîrnache, V., Maer, A. *La déshydratation des gaz naturels associés avec des tufs volcaniques*

En base de certaines déterminations en conditions de laboratoire et à échelle pilot on a élaboré un processus de séchage des gaz naturels et associés en utilisant du tuf volcanique de Mîrşid, protegé par du charbon actif contre la contamination avec des hydrocarbures lourds. Le processus, experimenté dans trois installations industrielles, a été homologué et est appliqué en présent dans neuf installations de séchage.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 5, 1987

C.Z. 622.245.44(517)

Tocan, I. *Eléments de calcul concernant les effets réalisés par l'installation des filtres métalliques simples dans le puits en face de la couche productive*

On présente des examples de calcul concernant l'établissement de la dimmension des ouvertures des filtres métalliques à fantes et aux orifices, l'évaluation des facteurs de l'effet pseudoskin et l'évaluation des éléments qui caractérisent les changements qui ont lieu dans le système couche-puits, dû à la présence d'un filtre de sable dans le puits. En cette base on présente les conclusions afférentes, valables dans les cas analysés, de même que les conclusions généralement valables.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 5, 1987

C.Z. 622.245.543 : 622.245.4

Pârcălebscu, I. D., Nistor, I. *Sur l'âteraction de l'eau marine et d'injéction avec certains grès provenant du lit*

En simulant dans des conditions de laboratoire la filtration de l'eau marine et de celle d'injéction, pour les conditions de gisement on met en évidence la réduction appréciable de l'indice de récéptivité du collecteur. On explique la provénance de la réduction de l'indice de réceptivité.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 5, 1987

INHALT

C.Z. 622.791 622—17 622.343/344

Vişan Sanda et al *Variantenwahl von hydrometallurgischer verarbeitung einger Unteproduckte der nicht-eisenen Metallurgie*

Die Verfasser stellen, durch Dispersionsanalyse, die Faktoren mit einem deutlichen Einfluss auf die Kupfer-, Blei- und Zinklösbarkeit, zwecks der Optimierung der hydrometallurgischen Verfahren zur Auswertung von nicht-eisenmetalltragenden Schlacken, fest.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 5, 1987

C.Z. 622.7 (084.2) : 622.735 : 622.74

Ciroie, L. *Betriebsversuche für die Bestimmung der optimalen Parameter in der Funktionierung einer zweistufigen Mahllinie*

Vorgestellt wird eine kritische Untersuchung der Mahlung-Klassierungslinie, in welcher die Schwankung der Prozessparameter verfolgt wurde, wobei die optimale Parameter für die Mahlstufen festgestellt wurden.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 5, 1987

C.Z. 622.343 : 622.723

Petro, V. *Ausscheidung des Erzes aus der in einem Wagen sich befindenden Bergmasse*

Der Verfasser stellt die Rechnung bezüglich auf die Ausscheidung des Erzes aus der industriell gewonnenen, in einem Wagen sich befindenden Gesteinmasse, die zu beachtenden Bedingungen und die Vorteile der Methode, vor.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 5, 1987

C.Z. 622.332 : 622.273

Enache, C. *Die geologische Einflussfaktoren des Standes des Strebraumes in den Lignitlagerstätten Rumäniens*

Der Verfasser stellt diese Faktoren fest, u. zwar: das Einfallen, die physikalisch-mechanischen Charakteristiken des Hangenden und des Liegenden, der Ersaufensgrad des Strebraumes, der Anteil der Einlagerungen in der Kohlenflözmächtigkeit und derStörungsgrad.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 5, 1987

C.Z. 622.794.4 : 65.011.56(517)

Boia, C. *Beiträge zum Problem der schnellen Bestimmung der Feuchtigkeit und des Taupunktes der nassen Luft in Trocknungsanlagen*

Überprüft wird das Problem der schnellen Bestimmung der absoluten und relativen Feuchtigkeit und des Taupunktes der Luft in Trocknungsanlagen, auf Grundlage der Temperaturmessungen mit dem trockenen und mit dem nassen Thermometer. Auf Grund der Beziehungen zwischen den Luftstandparametern wurde ein Algorithmus erarbeitet, mit Hilfe wessen ein Tafel für schnelle Messungen erfüllt wurde. Um einige analytischen Rechnungen durchzuführen wird ein Rechenprogramm für den Tischrechner FELIX CE 130 P vorgestellt.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 5, 1987

C.Z. 622.324 : 622.353.4

Cucuiat, M., Ciovirnache, V., Maer, A. *Trocknung der Erdgase und Erdölgase mit Hilfe des vulkanischen Tuffs*

Auf Grundlage von Labor-und Pilotbestimmungen wurde ein Trocknungsverfahren für Erdgase und Erdölgase erarbeitet, wobei vulkanischer Tuff von Mirşid, geschützt mit aktvierter Kohle gegen Kontaminierung mit schweren Kohlenwasserstoffen verwendet wurde. Das Verfahren wurde in drei industriellen Anlagen geprüft und genehmigt. Zur Zeit wird es in neun Anlagen angewendet und die Anwendung wird erweitert.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 5, 1987

C.Z. 622.245.44(517)

Tocan, I. *Rechnungselemente bezüglich auf die durch den Einsatz von einfachen metallischen Filtern in Bohrungen in der produktiven Schicht erreichten Wirkungen*

Vorgestellt werden Rechnungsbeispiele bezüglich auf die Festlegung der Grösse der Öffnungen der metallischen Filter mit Schlitzen oder Löchern, die Auswertung der Faktoren des pseudo-Skin Effektes und die Einschätzung der Elemente welche die Änderungen in dem Schicht-Bohrungssystem, Folge des Vorhandenseins eines Sandfilters in der Bohrung charakterisieren. Auf dieser Grundlage werden entsprechenden, für die überprüften Fälle und allgemein gültigen Schlussfolgerungen vorgestellt.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 5, 1987

C.Z. 622.245.543 : 622.245.4

Pârcălăbescu, I. D., Nistor, I. *Über die gegenseitige Einwirkung zwischen dem See- und Injektionswasser und einigen Albsandsteinen*

Auf Grundlage der Simulierung der See- und Injektionswasserfiltrierung, in Lagerstättenbedingungen, wird die wesentliche Verminderung der Empfänglichkeitszahl des Sammlers ausgezeichnet. Gesetzmässig wird die Verminderung der Empfänglichkeitszahl geklärt.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 5, 1987

Alegerea variantei de prelucrare hidrometalurgică a unor subproduse din industria metalurgiei neferoase

Asist. dr. ing. Sanda Vişan, lector dr. Al. Isaic Maniu, lector dr. ing. Ana Socolescu, asist. I. Roxin
Academia de Studii Economice

Atragerea în circuitul economic a tuturor resurselor rezultate din producţie şi din consum reprezintă, şi pentru metalele neferoase, o problemă actuală, de mare interes. Cercetării ştiinţifice îi revine sarcina de a lărgi baza de materii prime purtătoare de metale neferoase, prin atragerea în circuitul economic a resurselor rezultate din industrie şi din consumul casnic şi care vor asigura 50% din producţia de cupru şi plumb a ţării (Directivele Congresului al XIII-lea al P.C.R.). Deşeurile pot fi valorificate prin procedee metalurgice sau hidrometalurgice : solubilizare cu acid sulfuric, clorhidric, amoniac, cianuri, clorurare volatilizantă sau nevolatilizantă, solubilizare cu bacterii etc. [1].

S-a studiat solubilizarea unor zguri rezultate din metalurgia cuprului, plumbului şi zincului, prin tratare cu soluţii acide sau de cloruri ; zgurile aveau conţinuturi diferite în metale neferoase. Deoarece pentru soluţionarea problemei de extragere a cuprului, plumbului şi zincului există mai multe soluţii tehnice, s-au efectuat în prealabil experienţe dispersate, cu includerea şi modificarea cîtorva factori, pentru a identifica calea de urmat în experienţele următoare, în definirea tehnologiei cu caracteristici optime [2].

Astfel, pentru două tipuri de zguri cu 3,08% şi respectiv 0,39% Cu, cu zinc în concentraţii de 1,71 şi 1,50%, se pune problema dacă randamentele de extracţie sînt diferite pentru cele două materii prime. Din punct de vedere statistic, problema se rezumă la a testa ipotezele [3] :

$$H_0 : m_1 = m_2, \tag{1}$$

cu alternativa :

$$H_1 : m_1 \neq m_2, \tag{2}$$

m_1 şi m_2 reprezentînd valorile medii ale randamentelor de extracţie pentru cele două substanţe. Datorită numărului redus de probe efectuate, pentru testare se va utiliza un test t de forma :

$$t = \frac{\bar{y}_1 - \bar{y}_2}{\sqrt{(n_1 - 1)\,S_1^2 + (n_2 - 1)\,S_2^2}} \cdot \sqrt{\frac{n_1 n_2 (n_1 + n_2 - 2)}{n_1 + n_2}}, \tag{3}$$

unde :

$\bar{y}_1 = 42{,}93\%$ pentru zgura cu 3,08% Cu;

$\bar{y}_2 = 40{,}72\%$ pentru zgura cu 0,39% Cu;

$n_1 = 13$; $n_2 = 17$; $S_1^2 = 41{,}31$; $S_2^2 = 88{,}79$.

În urma calculelor rezultă $t_{calc.} = 0{,}7238$. Valoarea tabelară echivalentă este

$$t_{0{,}05\,;\,f} = t_{0{,}05\,;\,n_1 + n_2 - 2} = 2{,}048$$

şi întrucît $t_{calc} < t_{tab}$ nu există temei pentru a presupune existenţa unor diferenţe semnificative între cele două materii prime, dar evident că este preferabilă zgura cu un conţinut mai bogat în cupru.

O altă problemă ridicată este în legătură cu faptul dacă există diferenţe între randamentele de extracţie în cazul utilizării a două materii prime diferite.

După experimentare s-au obţinut :

$\bar{y}_1 = 31{,}47$ cu $\sigma_1 = 6{,}23$ şi $\bar{y}_2 = 49{,}50$ cu $\sigma_2 = 7{,}43$.

Se poate aplica un test z de forma :

$$z = \frac{\bar{y}_1 - \bar{y}_2}{\sqrt{\frac{\sigma_1^2}{n_1} + \frac{\sigma_2^2}{n_2}}} = \frac{31{,}47 - 49{,}50}{\sqrt{\frac{38{,}81}{32} + \frac{55{,}20}{43}}} = 11{,}41. \tag{4}$$

Deoarece $z_{calc} = 11{,}41 > z_{0{,}05} = 1{,}65$, rezultă că există puternice diferenţe între cele două randamente medii de extracţie în cazul utilizării a două materii prime diferite în concentraţia de cupru.

Similar s-au mai testat :

- raportul lichid/solid, ca mediu de reacţie, constatîndu-se influenţe nesemnificative ale modificării acestui raport, în limitele $1 \div 5$;
- testarea diferenţelor între randamentele medii, în condiţii de utilizare a unor reactivi diferiţi : HCl şi $CaCl_2$; HCl şi NaCl ; H_2SO_4 ; HCl.

În urma testării statistice s-a constatat o semnificativă diferenţă a randamentelor în cazul utilizării acidului clorhidric şi a celui sulfuric, dar luarea în considerare a costurilor a făcut să fie experimentat, în continuare, amestecul HCl şi NaCl.

O altă concluzie se referă la influenţa duratei de solubilizare asupra randamentelor. Pentru zgura cu 3,08% Cu, valorile medii ale randamentelor au fost : pentru 2 ore, $\bar{y}_1 = 38{,}35\%$; pentru 8 ore, $\bar{y}_2 = 31{,}47\%$; pentru 24 ore, $\bar{y}_3 = 32{,}92\%$; pentru 48 ore, $\bar{y}_4 = 35{,}91\%$.

Pentru a testa diferenţele dintre aceste valori medii s-a utilizat testul Dixon. Se

ordonează valorile medii începînd de la valorile mici :

$$m_1 < m_2 < m_3 < \ldots < M_3 < M_2 < M_1. \quad (4)$$

Se testează valorile extreme cu echivalenţa tabelară :

$$r_{10} = \frac{m_2 - m_1}{M_1 - m_1}, \text{ pentru valoarea minimă} \quad (5)$$

şi :

$$r_{10} = \frac{M_1 - M_2}{M_1 - m_1}, \text{ pentru valoarea maximă.} \quad (6)$$

Deci : 31,47 ; 32,92 ; 35,91 ; 38,35.

$$r_{10}^{(m_1)} = \frac{32,92 - 31,47}{38,35 - 31,47} = 0,21$$

şi :

$$r_{10}^{(M_1)} = \frac{38,35 - 35,91}{38,35 - 31,47} = 0,35.$$

Valoarea tabelară echivalentă este $r_\alpha = 0,926$, astfel încît nici valoarea minimă, nici cea maximă nu diferă semnificativ, deci rezultatele din punct de vedere statistic sînt neconcludente, dar au semnificaţie tehnologică.

Deoarece fiecare din aceste experienţe şi teste de validare nu dau decît informaţii parţiale asupra rezultatelor tehnologice, fiind deci necesară luarea simultană în considerare a unui număr mai ridicat de factori, s-a utilizat metoda programării experimentelor [5]. Metoda a fost aplicată mai întîi pentru disiparea procedeelor de extracţie din zgura cu 0,39% Cu, în condiţiile raportului lichid/solid = 4, considerînd următorii factori :

A_i — reactivul utilizat ; $i = \overline{1, a}$; $a = 2$. $A_1 : H_2SO_4$; $A_2 : HCl$.

B_j — concentraţia reactivului ; $j = \overline{1, b}$; $b = 2$. $B_1 : 17,5\%$; $B_2 = 35\%$.

C_k — timpul de reacţie ; $k = \overline{1, c}$; $c = 4$. $C_1 : 2$ ore. $C_2 : 8$ ore. $C_3 : 24$ ore. $C_4 : 48$ ore.

Sistematizarea rezultatelor obţinute este redată în tabelul 1.

Pentru calculele ce urmează a fi efectuate sînt necesare şi următoarele elemente intermediare, obţinute pe baza datelor din tabelul 1 :

Tabelul 1

Solubilizarea zgurii cu 0,39% Cu cu H_2SO_4 şi HCl

Reactiv A_i	Concentraţie reactiv B_j	Timp de reacţie, C_k				$\sum_k y_{ijk}$
		C_1	C_2	C_3	C_4	
A_1	B_1	47,50	46,30	46,67	47,50	187,9700
	B_2	47,32	47,50	47,85	47,50	190,1700
A_2	B_1	33,56	98,52	64,50	60,11	256,6922
	B_2	52,30	54,60	62,00	89,30	258,2000
$\sum\sum_i y_{ijk}$		180,680	246,922	221,020	244,410	893,0322

$$\sum_{j=1}^{b}\sum_{k=1}^{c}\left(\sum_{i=1}^{a} y_{ijk}\right)^2 = 102\,613$$

$$\sum_{i=1}^{a}\sum_{j=1}^{b}\left(\sum_{k=1}^{c} y_{ijk}\right)^2 = 204\,056$$

$$\sum_{i=1}^{a}\sum_{k=1}^{c}\left(\sum_{j=1}^{b} y_{ijk}\right)^2 = 104\,892$$

$$\sum_{k=1}^{c}\left(\sum_{i=1}^{a}\sum_{j=1}^{b} y_{ijk}\right)^2 = 202\,202$$

$$\sum_{i=1}^{a}\left(\sum_{j=1}^{b}\sum_{k=1}^{c} y_{ijk}\right)^2 = 408\,104$$

$$\sum_{j=1}^{b}\left(\sum_{i=1}^{a}\sum_{k=1}^{c} y_{ijk}\right)^2 = 398\,760$$

$$\sum_{i=1}^{a}\sum_{j=1}^{b}\sum_{k=1}^{c} y_{ijk}^2 = 54\,016,9$$

$$\left(\sum_{i=1}^{a}\sum_{j=1}^{b}\sum_{k=1}^{c} y_{ijk}\right)^2 = 797\,507$$

În vederea testării semnificaţiei influenţelor diferiţilor factori s-a aplicat metoda analizei dispersionale. Calculul sumelor pătratelor abaterilor s-a efectuat cu relaţiile (7)—(14) :

$$SP_A = bc\sum_{i=1}^{a}(y_{i..} - y_{...})^2 = \frac{1}{bc}\sum_{i=1}^{a}\left(\sum_{j=1}^{b}\sum_{k=1}^{c} y_{ijk}\right)^2 - \frac{1}{abc}\left(\sum_{i,j,k} y_{ijk}\right)^2 = 1\,168,824 \quad (7)$$

$$SP_B = ac\sum_{j=1}^{b}(y_{.j.} - y_{...})^2 = \frac{1}{ac}\sum_{j=1}^{b}\left(\sum_{i=1}^{a}\sum_{k=1}^{c} y_{ijk}\right)^2 - \frac{1}{abc}\left(\sum_{i,j,k} y_{ijk}\right)^2 = 0,863 \quad (8)$$

$$SP_C = ab\sum_{k=1}^{c}\left(y_{..k} - y_{...}\right)^2 = \frac{1}{ab}\sum_{k=1}^{c}\left(\sum_{i=1}^{a}\sum_{j=1}^{b} y_{ijk}\right)^2 - \frac{1}{abc}\left(\sum_{i,j,k} y_{ijk}\right)^2 = 706,328 \quad (9)$$

$$SP_{AB}=c\sum_{i=1}^{a}\sum_{j=1}^{b}(y_{ij\cdot}-y_{i\cdot\cdot}-y_{\cdot j\cdot}+y_{\cdot\cdot\cdot})^2=$$

$$=\frac{1}{c}\sum_{i=1}^{a}\sum_{j=1}^{b}\left(\sum_{k=1}^{c}y_{ijk}\right)^2-\frac{1}{bc}\sum_{i=1}^{a}\left(\sum_{j=1}^{b}\sum_{k=1}^{c}y_{ijk}\right)^2-$$

$$-\frac{1}{ac}\sum_{j=1}^{b}\left(\sum_{i=1}^{a}\sum_{k=1}^{c}y_{ijk}\right)^2+\frac{1}{abc}\left(\sum_{i=1}^{a}\sum_{j=1}^{b}\sum_{k=1}^{c}y_{ijk}\right)^2=$$

$$=0{,}027 \qquad (10)$$

$$SP_{AC}=b\sum_{i=1}^{a}\sum_{j=1}^{c}(y_{i\cdot k}-y_{i\cdot\cdot}-y_{\cdot\cdot k}+y_{\cdot\cdot\cdot})^2=$$

$$=\frac{1}{b}\sum_{i=1}^{a}\sum_{k=1}^{c}\left(\sum_{j=1}^{b}y_{ijk}\right)^2-\frac{1}{ab}\sum_{k=1}^{c}\left(\sum_{i=1}^{a}\sum_{j=1}^{b}y_{ijk}\right)^2+$$

$$+\frac{1}{abc}\left(\sum_{i=1}^{a}\sum_{j=1}^{b}\sum_{k=1}^{c}y_{ijk}\right)^2-\frac{1}{bc}\sum_{i=1}^{a}\left(\sum_{j=1}^{b}\sum_{k=1}^{c}y_{ijk}\right)^2=$$

$$=726{,}816 \qquad (11)$$

$$SP_{BC}=a\sum_{j=1}^{b}\sum_{k=1}^{c}\left(y_{\cdot jk}-y_{\cdot j\cdot}-y_{\cdot\cdot k}+y_{\cdot\cdot\cdot}\right)^2=$$

$$=\frac{1}{a}\sum_{j=1}^{b}\sum_{k=1}^{c}\left(\sum_{i=1}^{a}y_{ijk}\right)^2-\frac{1}{ac}\sum_{j=1}^{b}\left(\sum_{i=1}^{a}\sum_{k=1}^{c}y_{ijk}\right)^2-$$

$$-\frac{1}{ab}\sum_{k=1}^{c}\left(\sum_{i}^{a}\sum_{j}^{b}y_{ijk}\right)^2+\frac{1}{abc}\left(\sum_{i=1}^{a}\sum_{j=1}^{b}\sum_{k=1}^{c}y_{ijk}\right)^2=$$

$$=754{,}997 \qquad (12)$$

$$SP_{ABC}=SP_{tot}-SP=814{,}878 \qquad (13)$$

$$SP_{tot}=\sum_{i=1}^{a}\sum_{j=1}^{b}\sum_{k=1}^{c}(y_{ijk}-y_{\cdot\cdot\cdot})^2=$$

$$=\sum_{i=1}^{a}\sum_{j=1}^{b}\sum_{k=1}^{c}y_{ijk}^2-\frac{1}{abc}\left(\sum_{i=1}^{a}\sum_{j=1}^{b}\sum_{k=1}^{c}y_{ijk}\right)^2=$$

$$=4\,172{,}729 \qquad (14)$$

În urma aplicării testului F, ce constă în compararea dispersiei fiecărei surse de împrăştiere cu dispersia erorii, iar valoarea calculată a acestuia cu echivalentul tabelar stabilit pentru un risc al deciziei α, rezultă că nici unul dintre factorii sau interacţiunile lor nu prezintă o influenţă semnificativă; drept urmare această pistă experimentală s-a abandonat.

Un alt grup de experienţe a fost efectuat pe o zgură cu 37,24% Pb şi 52,24% Zn.

Factorii consideraţi au fost:

A_i — concentraţia reactivului; $i=1$ — reactivul folosit a fost H_2SO_4 10%;

B_j — raportul dintre cantitatea de reactiv folosită şi cantitatea stoechiometric necesară, înmulţit cu 100; $j=1$; 2; 3; B_1 : 72; B_2 : 100; B_3 : 133.

C_k — temperatura de reacţie; $k=1,2$. C_1 : 20°C; C_2 : 95°C.

D_l — timpul de reacţie; $l=1,2$. D_1 : 0,5 h; D_2 = 1,0 h.

Rezultatele experimentale privind randamentul de extracţie al zincului sînt prezentate în tabelul 2.

Tabelul 2

Solubilizarea zincului din zgura cu 52,24% Zn, cu H_2SO_4 10%

	B_j	C_k			
		$C_1=20°$		$C_2=95°$	
		D_l		D_l	
		D_1=0,5 h	D_2=1,0 h	D_1=0,5 h	D_2=1,0 h
A_i	$B_1=72$	87,6	83,4	57,2	86,6
H_2SO_4	$B_2=100$	100,0	100,0	95,6	99,9
10%	$B_3=133$	100,0	92,7	99,5	100,0

Fără a mai relua detaliile construirii modelului analizei dispersionale, în tabelul 3 se prezintă sinteza rezultatelor sub forma testului analizei dispersionale.

Interpretarea statistică a rezultatelor este:

— deoarece $F_B=6{,}56>F_{0{,}05;2}$; 6 = 5,14 şi

— $F_{BC}=11{,}94>F_{0{,}05;2}=5{,}14$,

Tabelul 3

Analiza dispersională aplicată rezultatelor obţinute la solubilizarea zincului din zgura cu 52,24% Zn, cu H_2SO_4 10%

Sursa împrăştierii	Suma pătratelor abaterilor	Numărul gradelor de libertate	Dispersia	Valoarea testului, F
Factorul A	0,000	0	0,000	0,000
Factorul B	1 042,842	2	521,422	6,559
Factorul C	51,682	1	51,682	0,650
Interacţiunea AB	0,000	0	0,000	0,000
Interacţiunea AC	0,000	0	0,000	0,000
Interacţiunea BC	149,902	2	74,951	11,9433
Interacţiunea ABC	0,015	0	0,000	0,000
Eroarea reziduală	477,000	6	79,502	1,000
Totală	1 721,441	11	156,495	—

rezultă că asupra randamentului de extracţie exercită influenţă semnificativă, în principal, cantitatea de reactiv şi temperatura. Durata reacţiei apare ca nesemnificativă, caz în care se va opta pentru o tehnologie de durată redusă, avînd în vedere costurile suplimentare şi pierderea de capacitate de producţie provocate de prelungirea duratei procesului.

În aceleaşi condiţii de reacţie s-a efectuat testarea, urmărind randamentul de extracţie al plumbului. Rezultatele experimentelor de laborator se prezintă în tabelul 4.

Tabelul 4

Solubilizarea plumbului din zgura cu 37,24% Pb şi 52,24% Zn, cu H_2SO_4 10%

A_i	B_j	C_k			
		$C_1 = 20°$		$C_2 = 95°$	
		D_e		D_e	
		D_1= 0,5h	D_2=1,0h	D_1=0,5h	D_2=1,0h
H_2SO_4	$B_1 = 72$	22,0	10,9	16,6	11,0
10%	$B_2 = 100$	22,1	22,3	17,9	21,8
	$B_3 = 133$	23,4	24,7	29,8	33,3

Sinteza testului analizei dispersionale este redată în tabelul 5.

Tabelul 5

Analiza dispersională aplicată rezultatelor obţinute la solubilizarea plumbului din zgura cu 37,24% Pb şi 52,24% Zn, cu H_2SO_4 10%

Sursa împrăştierii	Suma pătratelor abaterilor	Numărul gradelor de libertate	Dispersia	Testul F
Factorul A	0,000	0	0,000	0,000
Factorul B	321,823	2	160,911	10,508
Factorul C	2,084	1	2,084	0,136
Interacţiunea AB	0,000	0	0,000	0,000
Interacţiunea AC	0,000	0	0,000	0,000
Interacţiunea BC	66,710	2	33,355	2,178
Interacţiunea ABC	0,000	0	0,000	0,000
Eroarea reziduală	91,880	6	15,313	1,000
Totală	482,492	11	43,863	—

În condiţiile unui nivel de semnificaţie de 5% (deci a unei probabilităţi de 95%) şi a numărului gradelor de libertate $f_1 = 2$; $f_2 = 6$, valoarea $F_{tab} = 5{,}14$, rezultă ca semnificativă numai influenţa factorului B — cantitatea de reactiv ($F_B = 10{,}51 > F_{tab} = 5{,}14$) asupra randamentului de extracţie.

Un alt grup de experienţe a fost efectuat pentru o zgură cu 3,08% Cu, în condiţiile raportului lichid/solid = 5 şi a următorilor factori:

A_i — reactivul folosit; A_1 : HCl + $CaCl_2$; A_2 : HCl + NaCl.

B_j — concentraţia amestecului; B_1 : 10,5 + + 8; 10,5 + 12; B_2 : 3,5 + 6; 3,5 + + 10.

C_k — timpul de reacţie (ore); C_1 : 2; C_2 : 8; C_3 : 24; C_4 : 48.

Rezultatele experimentale, sub forma randamentelor procentuale de extracţie, se prezintă în tabelul 6, iar sinteza analizei dispersionale — în tabelul 7.

Tabelul 6

Solubilizarea cuprului din zgură cu 3,08% Cu cu HCl şi cloruri de sodiu sau calciu

A_i	B_j	C_k			
		C_1	C_2	C_3	C_4
A_1	B_1	31,45	36,89	40,81	56,35
	B_2	38,30	24,78	20,65	10,08
A_2	B_1	40,82	40,12	46,80	58,44
	B_2	42,88	24,08	23,42	18,78

În baza interpretării rezultatelor tabelului 7 rezultă:

- factorii A şi B (reactivul utilizat şi concentraţia amestecului) prezintă influenţă semnificativă asupra randamentului extracţiei;
- factorul C (durata reacţiei), luat individual, nu indică o influenţă majoră, ci numai în interacţiune cu concentraţia reactivului (factorul B);
- interacţiunea dintre AB şi AC nu conduce la modificarea sensibilă a randamentelor de extracţie.

Un alt set de experienţe a fost programat pentru zgura cu 1,71% Zn, condiţia fixă fiind raportul lichid/solid = 5. Factorii A_i, B_j şi C_k au fost similari experimentului anterior (zgură cu 3,08% Cu). Rezultatele experimentelor se prezintă în tabelul 8.

Fără a mai detalia calculele se va prezenta în tabelul 9 testul analizei dispersionale.

În baza experimentelor efectuate se poate aprecia faptul că în cadrul zgurii cu 1,71% Zn, factorul A, deci reactivul utilizat, conduce la rezultate diferite, urmînd a fi utilizat cel mai

Tabelul 7

Analiza dispersională aplicată rezultatelor obținute la solubilizarea cuprului din zgura cu 3,08% Cu, cu HCl și cloruri de calciu sau de sodiu

Sursa împrăștierii	Suma pătratelor abaterilor	Numărul gradelor de libertate	Dispersia	$F_{calc.}$	$F_{\alpha;f_1;f_2}$	Concluzia
Factorul A	$SP_A = 81,14$	$a-1=1$	$S_A^2 = 81,14$	$F_A = 11,35$	10,13	S
Factorul B	$SP_B = 1\,382,17$	$b-1=1$	$S_B^2 = 1382,17$	$F_B = 193,3$	10,13	S
Factorul C	$SP_C = 113,89$	$c-1=3$	$S_C^2 = 37,99$	$F_C = 5,32$	9,28	N
Interacțiunea AB	$SP_{AB} = 1,78$	$(a-1)(b-1)=1$	$S_{AB}^2 = 1,78$	$F_{AB} = 0,25$	10,13	N
Interacțiunea AC	$SP_{AC} = 17,41$	$(a-1)(c-1)=3$	$S_{AC}^2 = 5,80$	$F_{AC} = 0,81$	9,28	N
Interacțiunea BC	$SP_{BC} = 1\,156,61$	$(b-1)(c-1)=3$	$S_{BC}^2 = 385,2$	$F_{BC} = 53,88$	9,28	S
Eroarea reziduală	$SP_{er} = 21,45$	$(a-1)(b-1)(c-1)=3$	$S_{er}^2 = 7,15$	$F_{er} = 1$	—	—
Împrăștierea totală	$SP_{tot} = 2\,773,52$	$abc-1=15$	$S_{tot} = 184,9$	—	—	—

S — influență semnificativă; N — influență nesemnificativă

Tabelul 8

Solubilizarea zincului din zgura cu 3,08% Cu și 1,71% Zn, cu HCl și cloruri de calciu sau de sodiu

A_i	B_j	C_k			
		C_1	C_2	C_3	C_4
A_1	B_1	21,94	44,37	46,27	65,37
	B_2	23,42	17,67	18,63	7,65
A_2	B_1	27,35	46,26	56,27	64,02
	B_2	38,13	36,26	29,11	21,45

Tabelul 9

Analiza dispersională aplicată rezultatelor obținute la solubilizarea zincului din zgura cu 3,08% Cu și 1,71% Zn, cu HCl și cloruri de calciu sau de sodiu

Sursa împrăștierii	SP	f	Dispersia	F_{calc}	F_{tab}	Concluzia
Factorul A	337,920	1	337,920	25,052	10,13	S
Factorul	2 014,439	1	2 014,439	149,345	10,13	S
Factorul C	328,580	3	109,527	8,120	9,28	N
Interacțiunea AB	108,315	1	108,315	8,030	10,13	N
Interacțiunea AC	11,749	3	3,916	0,290	9,28	N
Interacțiunea BC	625,139	3	541,713	40,161	9,28	S
Eroarea reziduală	40,465	3	13,488	1,00	—	—
Totală	1466,611	15	297,774	—	—	—

S — influență semnificativă; N — influență nesemnificativă

convenabil, care este HCl și NaCl, fiind și mai ieftin; similar și factorul B are semnificație, deci concentrațiile diferite conduc la rezultate diferite. Factorul C — durata reacției — a dat rezultate neconcludente la nivelul de semnificație $\alpha = 5\%$. Pentru un nivel de semnificație $\alpha = 10\%$, pentru care $F_{0,10;1;3} = 5,54$, deoarece $8,12 > 5,54$, concluzia ar fi o influență semnificativă, cu toate implicațiile ce decurg însă din mărirea riscului de genul I_α. Aceeași concluzie este valabilă și pentru interacțiunea AB, rezultată ca neconcludentă, pe cînd interacțiunea BC pare a fi puternic semnificativă, deci concentrația diferită la durate variabile ale reacției conduce la rezultate diferite.

Concluzii

Compoziția diferită a materiilor prime a necesitat testarea mai multor metode de solubilizare. Pentru ca procesul tehnologic să fie eficient, s-au avut în vedere cîteva criterii: obținerea unui randament mare de extracție pentru unul sau mai multe din metalele neferoase conținute, solubilizarea selectivă a metalelor neferoase pentru a facilita separarea lor din soluție, utilizarea unor reactivi ieftini, consumul energetic să fie cît mai redus, iar durata procesului cît mai mică. În condițiile studiate, pe rezultatele experimentale s-a aplicat analiza dispersională pentru a obține informații referitoare la optimizarea procesului. S-au analizat acțiunea independentă și conjugată a factorilor care influențează procesul. Concluziile analizei au servit la stabilirea acelor factori care au influență semnificativă, prin variația cărora pot fi atinse condițiile de eficiență a procesului tehnologic.

Bibliografie

[1] Dobrescu, L. ş.a., Mine, Petrol, şi Gaze, **37**, 1986, nr. 8, p. 367.

[2] Socolescu, A., Vişan, S., Botez, L. *Valorificarea plumbului şi zincului din produsul metalic rezultat în tehnologia de preparare a deşeurilor oxidice.* Studiu pentru Centrala minereurilor Baia Mare, 1986.

[3] Isaic Maniu, Al. *În căutarea optimului.* Ed. Albatros, Bucureşti, 1985.

[4] Isaic Maniu, Al., Vodă, V. Gh. *Metrologia aplicată*, 1978, nr. 1, p. 32.

[5] Dobrescu, L. ş.a. Seminar ştiinţific **Creşterea eficienţei economice — rezultantă a unei noi calităţi şi a promovării progresului tehnico-ştiinţific,** 9—10 mai 1986.

Încercări în flux pentru determinarea parametrilor optimi la funcţionarea unui circuit de măcinare în două trepte

Ing. **L. Ciroie**
Mina Rodna-Făget

Introducere

Dezvoltarea în ritm intens a economiei naţionale depinde, în mare măsură, de gradul de valorificare a resurselor naturale de care dispune subsolul ţării noastre. În conjunctura tendinţelor actuale de valorificare a zăcămintelor de substanţe minerale cu conţinuturi mai scăzute în elemente utile, un rol tot mai mare îl are activitatea de preparare care, în ultimii ani, a luat un avînt deosebit prin aplicarea de tehnologii adecvate sorturilor de minereu, prin perfecţionarea utilajelor existente şi asimilarea unor noi utilaje cu performanţe ridicate.

Pentru ca recuperarea substanţei utile din masa minieră să fie maximă, este necesară o cunoaştere cît mai exactă atît a proprietăţilor minereului, cît şi a parametrilor optimi la care trebuie să funcţioneze utilajele.

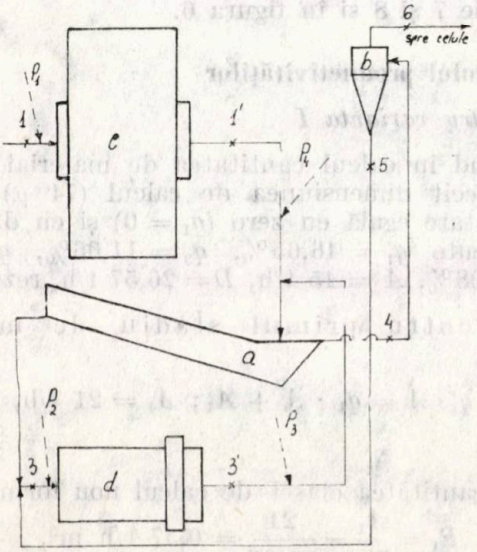


Fig. 1. Schema circuitului de preparare de la uzina de preparare Rodna-Făget — Bistriţa Năsăud :
a — clasor mecanic cu spirală avînd diametrul de 2 000 mm ; *b* — hidrociclon cu diametrul de 450 mm ; *c* — moară autogenă cu diametrul 6 000 × 1 800 mm ; *d* — moară cu bile cu diametrul de 2 700 × 3 000 mm ; *1—6* — puncte în care s-au făcut determinări ; $P_1 - P_4$ — puncte de adiţie a apei.

Încercările efectuate la Uzina de preparare Rodna-Făget — Bistriţa Năsăud au la bază trei calcule ale circuitului de măcinare-clasare (fig. 1), variind alimentarea cu minereu şi urmărind parametrii tehnologici, diluţia şi productivitatea.

Calculul circuitului

După determinarea parametrilor şi efectuarea calculelor, prin scrierea ecuaţiilor de bilanţ pentru fiecare punct din circuit, au rezultat datele prezentate în tabelul 1.

Tabelul 1

Simbol	Cantitatea, t/h	Diluţia	Clasa −74 μ, %	Densitatea, g/l
		Varianta I		
1	$A = 45$	$n_1 = 0{,}05$	—	—
1′	$A = 45$	$n_1' = 0{,}25$	$q_1' = 46{,}65$	$\gamma_1' = 2\,130$
2	$B = 22{,}57$	$n_2 = 0{,}16$	$q_2 = 8{,}68$	—
3	$D = 26{,}57$	$n_3 = 0{,}21$	$q_3 = 11{,}06$	—
3′	$D = 26{,}57$	$n_3' = 0{,}22$	$q_3' = 45{,}08$	$\gamma_3' = 2\,200$
4	$C = 49$	$n_4 = 1{,}57$	$q_4 = 63{,}22$	$\gamma_4 = 1\,350$
5	$E = 4$	$n_5 = 0{,}48$	$q_5 = 24{,}94$	$\gamma_5 = 1\,815$
6	$A = 45$	$n_6 = 1{,}69$	$q_6 = 65{,}76$	$\gamma_6 = 1\,330$
		Varianta a II-a		
1	$A = 55{,}10$	$n_1 = 0{,}05$	—	—
1′	$A = 55{,}10$	$n_1' = 0{,}24$	$q_1' = 41{,}38$	$\gamma_1' = 2\,160$
2	$B = 28{,}52$	$n_2 = 0{,}15$	$q_2 = 12{,}38$	—
3	$D = 32{,}09$	$n_3 = 0{,}17$	$q_3 = 14{,}36$	—
3′	$D = 32{,}09$	$n_3' = 0{,}22$	$q_3 = 45{,}04$	$\gamma_3' = 2\,210$
4	$C = 54{,}67$	$n_4 = 1{,}20$	$q_4 = 60{,}45$	$\gamma_4 = 1\,435$
5	$E = 3{,}57$	$n_5 = 0{,}36$	$q_5 = 26{,}56$	$\gamma_5 = 1\,960$
6	$A = 55{,}10$	$n_6 = 1{,}27$	$q_6 = 61{,}45$	$\gamma_6 = 1\,415$
		Varianta a III-a		
1	$A = 64{,}60$	$n_1 = 0{,}05$	—	—
1′	$A = 64{,}60$	$n_1' = 0{,}25$	$q_1' = 42{,}73$	$\gamma_1' = 2\,135$
2	$B = 34{,}60$	$n_2 = 0{,}14$	$q_2 = 15{,}72$	—
3	$D = 37{,}80$	$n_3 = 0{,}16$	$q_3 = 16{,}34$	—
3′	$D = 37{,}80$	$n_3' = 0{,}20$	$q_3' = 41{,}52$	$\gamma_3' = 2\,257$
4	$C = 67{,}80$	$n_4 = 1{,}40$	$q_4 = 55{,}84$	$\gamma_4 = 1\,385$
5	$E = 3{,}20$	$n_5 = 0{,}35$	$q_5 = 18{,}29$	$\gamma_5 = 1\,975$
6	$A = 64{,}60$	$n_6 = 1{,}45$	$q_6 = 64{,}14$	$\gamma_6 = 1\,373$

Notă. D, C, n_3, q_2, q_3 sînt date obţinute din calculul ecuaţiilor de bilanţ, iar celelalte date sînt obţinute prin determinări,.

Curbele analizelor granulometrice ale produselor, în cazul variantei I, sînt redate în figurile 2 și 3.

Din refuzurile obținute la analiza granulometrică a suprascurgerii hidrociclonului, produs

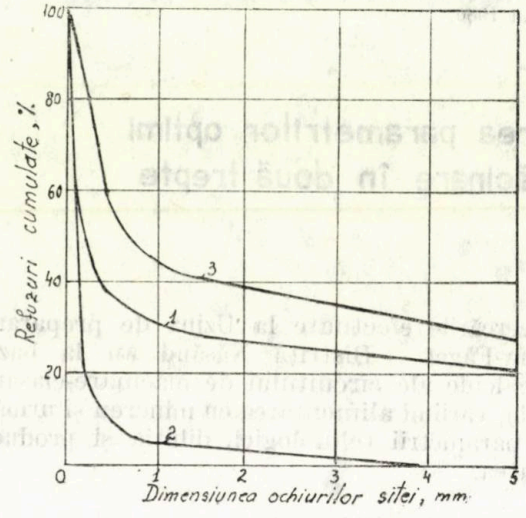


Fig. 2. Analiza granulometrică în cazul variantei I: *1* — evacuare moară autogenă; *2* — evacuare moară cu bile; *3* — refuz clasor.

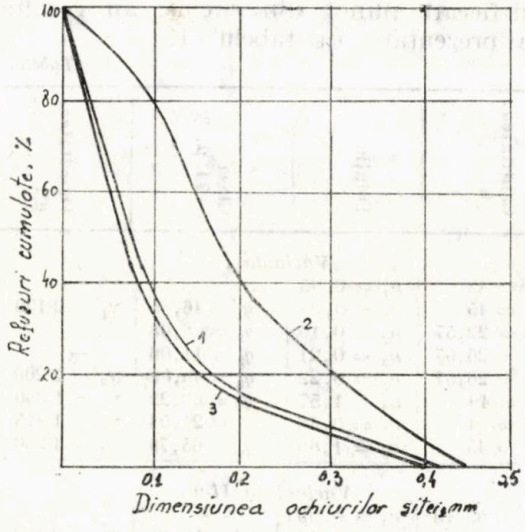


Fig. 3. Analiza granulometrică în cazul variantei I: *1* — revărsare clasor; *2* — îngroșat hidrociclon; *3* — suprascurgere hidrociclon.

Tabelul 2

Consumul de apă*)

P_1, m³/h	P_2, m³/h	P_3+P_4, m³/h	$\sum_{l=7}^{4} P_l$, m³/h	q, m³/h · t
		Varianta I		
9	0,27	63,44	72,71	1,62
		Varianta a II-a		
10,47	1,6	54,40	66,47	1,22
		Varianta a III-a		
12,92	1,51	76,05	90,48	1,40

*) Cantitățile au fost determinate din ecuațiile de bilanț pentru apă, folosind datele din tabelul 1.

care este dirijat la secția de flotație, s-au efectuat analize chimice de conținuturi în elemente utile, care sînt redate în tabelul 4.

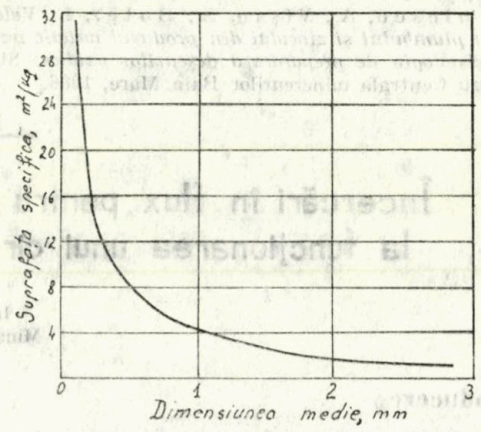


Fig. 4. Dependența dintre dimensiunea medie și suprafața specifică.

Reprezentarea grafică a dependenței dintre dimensiunea medie și suprafața specifică este redată în figura 4.

Pentru determinarea diluției optime în mori s-au efectuat o serie de determinări de densitate, diluție și finețe (clasa 0—74 μ) la produsele evacuate din cele două mori, datele fiind redate în tabelele 5 și 6, iar reprezentarea grafică a dependenței finеții, funcție de diluție, în figura 5.

În vederea determinării diluției optime la revărsarea clasorului și suprascurgerea hidrociclonului s-au făcut o serie de determinări ale căror date și reprezentare grafică sînt redate în tabelele 7 și 8 și în figura 6.

Calculul productivităților

Pentru varianta I

Luînd în calcul cantitatea de material mai mic decît dimensiunea de calcul (74 μ) din alimentare egală cu zero ($q_1 = 0$) și cu datele cunoscute $q_1' = 46{,}65\%$, $q_3 = 11{,}06\%$, $q_3' = 45{,}08\%$, $A = 45$ t/h, $D = 26{,}57$ t/h, rezultă.

● Pentru primul stadiu de măcinare:

$$q_1' \cdot A = q_1 \cdot A + A_I;\ A_I = 21 \text{ t/h},$$

unde:

A_I — cantitatea clasei de calcul nou formată;

$$P_I = \frac{A_I}{V_I} = \frac{21}{36{,}95} = 0{,}57 \text{ t/h m}^3,$$

unde:

P_I — productivitatea specifică în treapta I de măcinare;

V_I — volumul morii din treapta I de măcinare.

Tabelul 3

Parametrii și indicii clasării

Utilajul	S_b, t/h	S_c, t/h	V_b, %	V_c, %	m, %	S, %	m', %	S', %	η, %
Varianta I									
Clasor	1,96	17,99	31,54	68,46	94,10	46,66	53,40	5,90	47,50
Hidrociclon	1,00	15,39	8,16	91,84	95,46	85,58	16,69	3,22	9,88
Varianta a II-a									
Clasor	3,53	23,20	32,71	67,29	95,19	46,47	50,04	9,48	48,72
Hidrociclon	0,95	21,24	6,08	93,92	95,47	91,54	11,28	2,67	3,93
Varianta a III-a									
Clasor	5,44	29,94	33,79	66,21	87,45	50,66	49,34	12,56	36,75
Hidrociclon	0,59	23,17	4,72	95,28	109,44	77,37	8,73	1,55	32,05

$S_b = \frac{B - q_2}{100}$ — cantitatea de material mărunt din refuz (îngroșat)

$S_c = \frac{C(100 - q_4)}{100}$ — cantitatea de material grosier din revărsare (suprascurgere)

$V_b = \frac{B}{M}\,100$ — extracția în greutate de refuz (îngroșat)

$V_c = \frac{C}{M}\,100$ — extracție în greutate de revărsare (suprascurgere)

$m = \frac{C \cdot q_4}{M \cdot q}\,100$ — extracția de material mărunt din revărsare (suprascurgere)

$s = V_c\,\frac{100 - q_4}{100 - q}$ — extracția de material grosier din revărsare (suprascurgere)

$m' = V_b \cdot \frac{100 - q}{100 - q}$ — extracția de material grosier din refuz (îngroșat)

$s' = V_b \cdot \frac{q_2}{q}$ — extracția de material mărunt din refuz (îngroșat)

$\eta = m\,s$ — randamentul clasării

$M = A + D; \quad q = \frac{A \cdot q_1 + D\,q_3'}{A + D}$.

Conținuturi în elemente utile *Tabelul 4*

Clasa granulometrică, mm	Cantități, %	Rezultatul analizelor chimice, %			
		Pb	Cu	Zn	S
0,63—0,40	0,66	0,36	0,05	1,16	2,29
0,4 —0,2	13,33	0,38	0,03	0,74	2,08
0,2 —0,1	23,67	0,29	0,03	1,00	8,73
0,1 —0,08	5,67	0,42	0,03	1,16	11,19
0,08—0	56,67	0,33	0,03	1,62	8,44
Total	100	—	—	—	—

Tabelul 4'

Dimensiunea medie și suprafața specifică în cazul variantei I

Produsul	Dimensiunea medie, mm	Suprafața specifică, m^2/kg
Refuz clasor	2,66	1,26
Evacuare moara autogenă	1,9	1,75
Evacuare moara cu bile	0,3044	10,95
Îngroșat hidrociclon	0,2164	15,4
Revărsare clasor	0,1137	29,32
Suprascurgere hidrociclon	0,1067	31,24

Evacuare din moara autogenă *Tabelul 5*

Densitate, g/dm^3	Diluție	Finețe, %
2 180	0,232	38,98
2 160	0,241	41,38
2 140	0,251	43,73
2 135	0,255	42,73
2 130	0,257	43,81
2 125	0,259	48,00
2 120	0,262	45,98

• Pentru al doilea stadiu de măcinare:

$$q_3' \cdot D = q_3 \cdot D + A_{II}; \quad A_{II} = 9{,}04 \text{ t/h},$$

$$P_{II} = \frac{A_{II}}{V_{II}} = \frac{9{,}04}{13{,}75} = 0{,}68 \text{ t/h m}^3,$$

unde:

A_{II} — cantitatea clasei de calcul nou formată;

Tabelul 6

Evacuare din moara cu bile

Densitate, g/dm³	Diluție	Finețe, %
2 260	0,196	38,89
2 255	0,198	41,53
2 210	0,218	45,45
2 200	0,222	45,42
2 190	0,227	47,06
2 180	0,232	44,92
2 170	0,236	45,29

Tabelul 7

Revărsare clasor

Densitate, g/l	Diluție	Finețe, %
1 405	1,31	53,09
1 380	1,42	53,95
1 370	1,47	58,11
1 350	1,57	60,00
1 345	1,60	62,32
1 320	1,75	64,06
1 315	1,78	65,08
1 310	1,82	66,13
1 280	2,05	69,64
1 275	2,09	70,91

Tabelul 8

Suprascurgere hidrociclon

Densitate, g/l	Diluție	Finețe, %
1 375	1,44	60,00
1 360	1,52	62,50
1 330	1,69	65,15
1 320	1,75	65,63
1 305	1,75	67,21
1 300	1,89	68,33
1 280	2,05	71,43
1 270	2,14	75,92
1 255	2,28	76,47

Tabelul 9

Varianta	A, t/h	A_I, t/h	A_{II}, t/h	P_I, t/h · m³	P_{II}, t/h · m³
I	45	21,0	9,0	0,57	0,68
II	55,1	22,8	9,8	0,62	0,74
III	64,6	27,6	9,9	0,75	0,7›

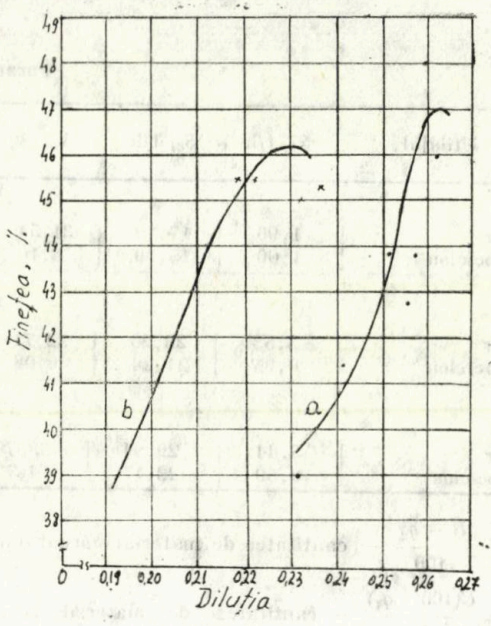


Fig. 5. Determinarea finețiі funcție de diluție.

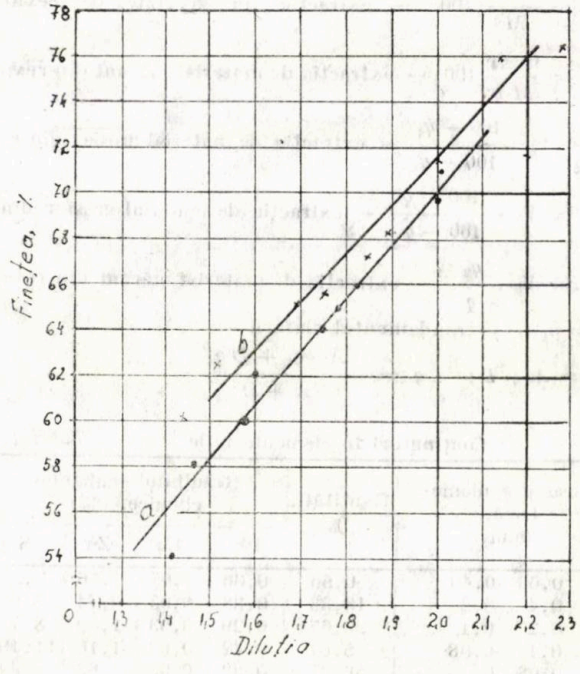


Fig. 6. Determinarea diluției funcție de finețe.

P_{II} — productivitatea specifică în treapta a II-a de măcinare;

V_{II} — volumul morii din treapta a II-a de măcinare.

Folosind această metodologie și cu datele corespunzătoare fiecărei variante, s-au calculat productivitățile în cazul variantelor I și III, care sînt redate în tabelul 9, iar reprezentarea grafică în figura 7.

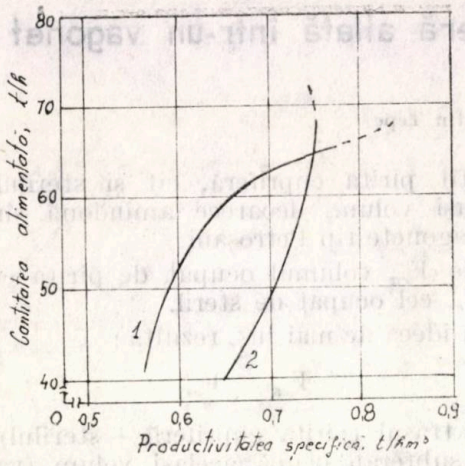


Fig. 7. Determinarea productivității specifice pentru cele două variante.

Concluzii

În conducerea procesului de preparare este foarte important să se cunoască parametrii de funcționare care dau rezultatele cele mai bune (pierderi minime de metale și concentrate cu conținuturi ridicate). Deoarece procesele (măcinare, flotație) sînt deosebit de complexe, iar factorii care determină și intervin în procese sînt în număr mare, este recomandabil ca o parte din parametri (debite, densitate, diluție, finețe, concentrație etc.) să se determine prin încercări, funcție de natura minereului și condițiile în care se prepară.

Deținînd o serie de date din fluxul tehnologic, se pot face analize asupra comportării substanței minerale și asupra funcționării utilajelor, putîndu-se acționa cu succes în flux.

Din datele obținute se observă dependența dintre diluție și finețe în toate punctele circuitului, precum și consumul de apă, funcție de cantitatea alimentată, fapt ce scoate în evidență importanța deosebită a dozării optime a apei în circuit.

Parametrii și indicii clasării arată cum funcționează clasorul și hidrociclonul, constatîndu-se că hidrociclonul nu este exploatat corespunzător, fapt arătat și de curbele granulometrice din figura 3.

Din analiza chimică a claselor granulometrice se observă repartiția neuniformă a elementelor în clasele granulometrice analizate. Clasa 0,2—0,63 mm, cu o pondere de 13,99% în produs, are conținuturi ridicate în elemente. Deoarece particulele din această clasă flotează greu sau nu flotează datorită dimensiunii și greutății, ponderea lor trebuie redusă printr-o măcinare mai fină sau o clasare mai bună.

Din încercări se vede că morile funcționează în regimuri diferite și realizează finețe de măcinare apropiate. Moara autogenă are funcționarea optimă la o diluție de 0,25—0,27, cu finețea între 43 și 48%, iar moara cu bile — la diluția de 0,22—0,23 și finețea între 45 și 47%. Diluțiile determinate nu sînt mari și nu confirmă diluții de 0,5 la măcinare, date în unele cărți de specialitate.

Din încercările efectuate la revărsarea clasorului și suprascurgerea hidrociclonului se observă dependența liniară între creșterea diluției și fineții, obținîndu-se pentru revărsarea clasorului un domeniu optim la diluțiile de 1,6—1,8 cu finețea de 62—66%, iar pentru suprascurgerea hidrociclonului — diluțiile de 1,9—2,1 cu finețea de 68—72%, domeniu în care se obține finețea de 70% pe sita de 200 ochiuri pe țol, finețe impusă pentru desfacerea concrescențelor minerale.

Din calculul productivităților specifice reiese că în treapta I de măcinare se realizează o cantitate a clasei de calcul nou formată mult mai mare decît în treapta a II-a. Se observă că în treapta I de măcinare sînt rezerve de capacitate, în timp ce în treapta a II-a, în condițiile în care s-a lucrat, rezervele de capacitate sînt limitate. Pe timpul determinărilor însă nu s-a ținut cont, în mod deosebit, de condițiile de lucru ale morii din treapta a II-a (încărcătura de bile, granulometria minereului alimentat).

Bibliografie

[1] Crăescu, I. ș.a. *Prepararea substanțelor minerale utile*. Ed. didactică și pedagogică, București, 1982.

[2] Polkin, S. I. *Prepararea minereurilor*. Ed. tehnică, București, 1956.

Separarea minereului din masa minieră aflată într-un vagonet

Ing. V. Petro
Exploatarea minieră Altîn Tepe

Introducere

În contextul permanentelor transformări economice ce au ca scop asigurarea celor mai înalți parametri cantitativi și calitativi, a fost elaborată metoda de separare a minereului din cadrul unei cantități de masă minieră extrasă industrial, scopul principal fiind acela de a coordona activitatea CTC și, implicit, pe cea de producție.

Cerința impusă de această problemă este aceea de a stabili diluția calitativă a minereului extras din subteran, fapt care înlesnește totodată și activitatea de preparare din cadrul instalației de preparare Baia — Dobrogea.

Întregul proces de producție desfășurat la mina Altîn Tepe este condiționat de existența a trei lentile de minereu compact de pirită cupriferă, cît și de cea a corpurilor de minereu de impregnație.

În cele ce urmează, dintre parametrii tehnologici aferenți celor două tipuri de minereu, vom lua în considerare numai densitatea — factor care stă la baza metodei.

Calculul privind separarea minereului din masa minieră extrasă industrial aflată într-un vagonet

În desfășurarea acestui calcul s-au avut în vedere următoarele:

— pirita cupriferă, definită de densitatea $\rho_\pi = 4{,}82 - 4{,}88$ g/cm³ și coeficientul de afînare $a_\pi = 1{,}4$;

— sterilul, definit de densitatea $\rho_s = 2{,}6 - 2{,}7$ g/cm³ și coeficientul de afînare $a_s = 1{,}4$;

— vagonetele tip Petroșani, definite de volumul $V_v = 0{,}6$ m³ și tara 400 kg.

Avînd în vedere cele trei aspecte, se pot face următoarele operații.

● Se umple un vagonet cu pirită cupriferă luată din zona de minereu compact (ca fiind cel mai reprezentativ) și se cîntărește, determinîndu-se masa M_π.

● Se umple un vagonet cu steril și se cîntărește, determinîndu-se masa M_{es}.

$M_{e\pi}$ și M_{es} vor juca rol de masă de referință și au valorile:

$$M_{e\pi} = \frac{V_v \cdot \rho_\pi}{a_\pi} = \frac{0{,}6 \cdot 4{,}82}{1{,}4} = 2{,}06 \text{ t};$$

$$M_{es} = \frac{V_v \cdot \rho_s}{a_s} = \frac{0{,}6 \cdot 2{,}65}{1{,}4} = 1{,}13 \text{ t}.$$

Atît pirita cupriferă, cît și sterilul ocupă același volum, deoarece amîndouă sînt puse în vagonete tip Petroșani.

Fie $V_{e\pi}$ volumul ocupat de pirita cupriferă și V_{es} cel ocupat de steril.

În ideea de mai sus, rezultă:

$$V_{e\pi} = V_{es}. \tag{1}$$

Extrasul (pirita cupriferă + sterilul) ce vine din subteran ocupă același volum (vagonetul tip Petroșani).

Fie V_M volumul extrasului.

Rezultă:

$$V_{e\pi} = V_{es} = V_M, \tag{2}$$

dar:

$$V_{e\pi} = M_{e\pi}/\rho_\pi \cdot a_\pi, \tag{3}$$

iar:

$$V_{es} = \frac{M_{es}}{\rho_s} \cdot a_s. \tag{4}$$

Din relația (1) rezultă:

$$\frac{M_{e\pi}}{\rho_\pi} \cdot a_\pi = \frac{M_{es}}{\rho_s} \cdot a_s, \tag{5}$$

apoi:

$$V_M = V_\pi + V_s, \tag{6}$$

unde:

V_π este volumul ocupat de pirita cupriferă în cadrul extrasului din vagonet;

V_s — volumul ocupat de steril în cadrul extrasului din vagonet.

Dar:

$$V_s = \frac{M_s}{\rho_s} a_s, \tag{7}$$

iar:

$$V_\pi = \frac{M_\pi}{\rho_\pi} a_\pi, \tag{8}$$

unde:

M_s este masa sterilului ce ocupă volumul V_s în cadrul extrasului din vagonet;

M_π — masa minereului ce ocupă volumul V_π în cadrul extrasului din vagonet.

Din relațiile (6), (7) și (8) rezultă :

$$V_M = \frac{M_\pi}{\rho_\pi} + \frac{M_s}{\rho_s}, \tag{9}$$

iar din relațiile (2), (3), (4) și (9) rezultă :

$$\frac{M_{e\pi}}{\rho_\pi} = \frac{M_{es}}{\rho_s} = \frac{M_\pi}{\rho_\pi} + \frac{M_s}{\rho_s}, \tag{10}$$

dar :

$$M_s + M_\pi = M, \tag{11}$$

unde :

M reprezintă masa extrasului din vagonet cîntărită la gura puțului.

Din relațiile (10) și (11) rezultă sistemul (A) de două ecuații cu două necunoscute :

$$(A)\begin{cases} \dfrac{M_{e\pi}}{\rho_\pi} = \dfrac{M_{es}}{\rho_s} = \dfrac{M_\pi}{\rho_\pi} + \dfrac{M_s}{\rho_s}, \\ M_\pi + M_s = M. \end{cases}$$

Rezolvînd sistemul (A), rezultă relația finală :

$$M = k_1 M - k_2 \tag{12}$$

sau :

$$M = k_1(M - M_{es}), \tag{12'}$$

unde :

$k_1 = \dfrac{\rho_\pi}{\rho_\pi - \rho_s}$, iar $k_2 = \dfrac{\rho_s}{\rho_\pi - \rho_s} M_{e\pi}$ sînt constante.

De remarcat că totdeauna va avea loc relația de inegalitate :

$$M_{es} \leqslant M \leqslant M_{e\pi}.$$

Dacă $M = 2{,}06$ t (adică $M = M_{e\pi}$), rezultă $M_s = 0$.

Dacă $M = 1{,}13$ t (adică $M = M_{es}$), rezultă $M_\pi = 0$.

Relația (12) exprimă cantitatea de pirită cupriferă aflată în cadrul extrasului din vagonetul tip Petroșani ce vine din subteran și este cîntărit la gura puțului.

Masa de pirită cupriferă corespunzătoare unui număr n de vagonete (n putînd reprezenta producția unui schimb, a unei zile, săptămîni etc.) va fi suma maselor de pirită cupriferă aferentă fiecărui vagonet extras.

Vom avea :

$$P = k_1 M_1 - k_2 + k_1 M_2 - k_2 + k_1 M_3 - k_2 + \ldots k_1 M_n - k_2 =$$

$$= k_1(M_1 + M_2 + M_3 + \ldots + M_n) - \underbrace{(k_2^2 + k_2 + \ldots + k_2)}_{\text{de } n \text{ ori}} = k_1 \sum_{i=1}^{n} M_i - nk_2.$$

Deci :

$$P = k_1 \sum_{i=1}^{n} M_i - nk_2,$$

unde :

P este masa de pirită cupriferă aferentă unui număr de n vagonete ;

$M_1, \ldots, M_n$ — masele celor n vagonete.

Masa de steril S va fi :

$$S = \sum_{i=1}^{n} M_i - P. \tag{14}$$

Diluția va fi :

$$D = \frac{\Sigma M_i - P}{\Sigma M_i} \cdot 100. \tag{15}$$

Observație

Calculul expus poate fi aplicat și în cazul minereului de impregnație, avînd în vedere că densitatea acestuia este de 3,7 g/cm^3 și coeficientul de afinare de 1,4.

Condiții ce trebuie respectate

1. Vagonetele să fie încărcate la aceeași capacitate ca cele două etaloane.

2. Extrasul trebuie să fie uscat, dar, avînd în vedere că în abataje se lucrează umed, acest inconvenient se poate elimina aplicînd un coeficient de corecție :

$$\varepsilon \frac{Q_{us}}{Q_{um}},$$

unde :

Q_{us} este cantitatea de minereu în stare uscată ;

Q_{um} — masa determinată după ce Q_{us} a fost umezită.

Din determinările efectuate pe eșantioane a rezultat că pentru pirita cupriferă acest coeficient este :

$$\varepsilon_\pi = 0{,}994,$$

iar pentru steril este :

$$\varepsilon_s = 0{,}991.$$

3. Granulația extrasului să fie comparabilă cu a celor două etaloane. Condiția este respectată, avînd în vedere grătarele instalate la gurile de rostogol.

Avantajele metodei

1. Investiție minimă legată doar de costul cîntarului și operațiilor de amplasare a acestuia pe linia de flux continuu.

2. Se elimină operațiile anevoioase (cîntărirea vagonetului, deșertarea extrasului din vago-

net, separarea manuală a minereului de steril, cîntărirea uneia din cantităţile rezultate din separare) impuse de metoda claubajului manual practicată anterior şi aplicată la fiecare al cincilea vagonet.

3. Se cîntăreşte toată producţia şi deci se poate stabili, cu precizie, diluţia.

4. Se poate determina şi cantitatea de pirită cupriferă ce se află diseminată în steril, alcătuind aşa-zisul minereu de impregnaţie.

5. Din experienţele efectuate a rezultat o eroare, în ceea ce priveşte separarea minereului, de $\pm 0{,}8-0{,}9\%$.

Mod de lucru

În introducerea lucrării a fost specificat faptul că există zone cu minereu compact şi zone cu minereu de impregnaţie. Avînd în vedere acest lucru, precum şi faptul că vagonetele care vin din subteran nu sînt încărcate la aceeaşi capacitate, au fost precizate cinci cazuri în ceea ce priveşte această problemă. Fiecărui caz îi corespund două tabele, calculate cu ajutorul relaţiei (12), după cum extrasul care vine din subteran aparţine zonei cu minereu compact sau zonei cu minereu de impregnaţie, cazuri redate în tabelele 1—5.

Tabelul 1

Cazul I **vagonet încărcat la capacitatea maximă** $V_0 = 0{,}6 m^3$

(V_0 reprezintă volumul ocupat de extras)

Compact + steril			Impregnaţie + steril		
Masă vagonet, kg	Masă pirită, kg	Masă steril, kg	Masă vagonet, kg	Masă impregnaţie, kg	Masă steril, kg
1 130	0	1 130	1 130	0	1 130
1 200	160	1 040	1 200	230	970
1 300	373	927	1 300	582	718
1 400	595	805	1 400	934	466
1 500	817	683	1 500	1 286	214
1 600	1 039	561	1 585	1 585	0
1 700	1 261	439			
1 800	1 483	317			
1 900	1 705	195			
2 000	1 927	73			
2 060	2 060	0			

Tabelul 2

Cazul al II-lea — **vagonet încărcat pînă la un nivel mai mic cu 5 cm decît cel maxim.** $V_0 = 0{,}55 m^3$

Compact + steril			Impregnaţie + steril		
Masă vagonet, kg	Masă pirită, kg	Masă steril, kg	Masă vagonet, kg	Masă impregnaţie, kg	Masă steril, kg
1 041	0	1041	1 041	0	1 041
1 100	133	967	1 100	211	889
1 200	355	845	1 200	563	637
1 300	577	723	1 300	915	385
1 400	799	601	1 400	1 267	133
1 500	1 021	479	1 453	1 453	0
1 600	1 243	357			
1 700	1 465	235			
1 800	1 687	113			
1 893	1 893	0			

Tabelul 3

Cazul al III-lea — **vagonet încărcat pînă la un nivel mai mic cu 10 cm decît cel maxim.** $V_0 = 0{,}52 m^3$

Compact + steril			Impregnaţie + steril		
Masă vagonet, kg	Masă pirită, kg	Masă steril, kg	Masă vagonet, kg	Masă impregnaţie, kg	Masă steril, kg
984	0	984	984	0	984
1 000	37	963	1 000	58	942
1 100	259	841	1 100	410	690
1 200	581	619	1 200	438	762
1 300	706	544	1 300	1 114	186
1 400	925	475	1 374	1 374	0
1 500	1 147	353			
1 600	1 369	231			
1 700	1 591	209			
1 790	1 790	0			

Tabelul 4

Cazul al IV-lea — **vagonet încărcat pînă la un nivel mai mic cu 15 cm decît cel maxim.** $V_0 = 0{,}47 m^3$

Compact + steril			Impregnaţie + steril		
Masă vagonet, kg	Masă pirită, kg	Masă steril, kg	Masă vagonet, kg	Masă impregnaţie kg	Masă steril kg
1 889	0	889	889	0	889
900	25	875	900	39	861
1 000	247	753	1 000	391	619
1 100	469	631	1 100	743	357
1 200	509	691	1 200	1 095	105
1 300	913	387	1 242	1 242	0
1 400	1 135	265			
1 500	1 357	143			
1 600	1 579	21			
1 618	1 618	0			

Tabelul 5

Cazul al V-lea — **vagonet încărcat pînă la un nivel mai mic cu 20 cm decît cel maxim.** $V_0 = 0{,}43 m^3$

Compact + steril			Impregnaţie + steril		
Masă vagonet, kg	Masă pirită, kg	Masă steril, kg	Masă vagonet, kg	Masă impregnaţie, kg	Masă steril, kg
813	0	813	813	0	813
900	193	707	900	306	594
1 000	415	585	1 000	658	342
1 100	637	463	1 100	1 010	90
1 200	859	341	1 136	1 136	0
1 300	1 081	219			
1 400	1 303	97			
1 480	1 480	0			

Din observațiile făcute asupra capacității la care sînt încărcate vagonetele, s-a ajuns la concluzia că este necesar să se ia în considerație o mărime care, definind distanța de la marginea superioară a vagonetului, pînă la suprafața minereului din vagonet, să fie mai mare de 20 cm, nefiind deci nevoie să se definească un nou caz. Procedeul de lucru este următorul.

1. Se cîntărește fiecare vagonet, măsurîndu-se în același timp, cu o riglă, distanța de la suprafața nivelată a minereului, la marginea superioară a vagonetului.

2. Funcție de distanța măsurată, cu rigla se alege cazul aferent (unul din cele cinci de mai sus).

3. Odată făcută încadrarea în unul din cele cinci cazuri, se va avea în vedere tipul de minereu (compact sau impregnație) din vagonet pentru a se putea alege tabelul corespunzător (unul din cele două aferente fiecărui caz).

4. Măsurătorile cu rigla și cîntăririle fiecărui vagonet se trec într-un registru, determinîndu-se apoi cantitățile totale de minereu și steril. (S-a avut în vedere să se scadă tara vagonetului. Valorile înscrise în tabelele aferente celor cinci cazuri reprezintă masele de extras).

5. Avînd cantitatea de minereu și de steril, diluția va fi :

$$D = \frac{S}{\sum_{i=1}^{n} M_i} 100.$$

Factori geologici de influență a stării abatajelor cu front lung în zăcămintele de lignit din România

Dr. geol. C. Enache
I.C.I.T.P.M.L. Craiova

Din studiul geologico-minier al zăcămintelor de lignit a rezultat că factorii geologici care prezintă interes pentru tehnologiile de lucru în abatajele cu front lung sînt următorii :

— înclinarea ;
— caracteristicile fizico-mecanice ale acoperișului și culcușului ;
— grosimea stratului de cărbune ;
— adîncimea de exploatare ;
— gradul de inundare a abatajelor ;
— ponderea intercalațiilor sterile în grosimea stratului de cărbune ;
— gradul de tectonizare.

I. Bazați pe analizele efectuate în toate zăcămintele de lignit, putem spune că acestea se pot grupa, după înclinare, astfel :

Condiții	*Ușoare*	*Medii*	*Grele*	*Foarte grele*	*Deosebite*
Înclinare	0—4,9°	5—9,9°	10—14,9°	15—30°	30°

• În clasa condițiilor ușoare sînt încadrate stratele pînă la 5° înclinare, deoarece în aceste zăcăminte poziționarea și lucrul cu complexele mecanizate sînt cele obișnuite, iar tehnicile de poziționare și lucru sînt, practic, rezolvate.

• În clasa condițiilor medii, sînt încadrate stratele cu înclinări între 5 și 10° pentru care există anumite complexe mecanizate de abataj ce pot fi folosite în astfel de condiții.

• În clasa condițiilor grele, s-au încadrat, ca și în clasa condițiilor medii, strate pentru care există o anumită experiență în poziționarea și lucrul cu complexe mecanizate, dar care reclamă susțineri cu dispozitive speciale de poziționare și de împiedicare a răsturnării. De asemenea, sînt necesare combine specializate pentru tăierea pe înclinare. În clasa condițiilor grele, soluțiile tehnice sînt mai puține și legate direct de condițiile locale.

• În clasa condițiilor foarte grele, s-au încadrat acele strate care, datorită înclinării de 15—30°, nu au rezolvate construcții de utilaje complexe de abataj, capabile să funcționeze în aceste condiții, dar au rezolvată mulțumitor susținerea cu elemente individuale.

Pentru această grupă există, în experimentare, echipamente de susținere, care necesită dispozitive speciale de asigurare la alunecare.

• În clasa condițiilor deosebite, sînt încadrate acele strate care au înclinări peste 30° și pentru care nu este soluționată o tehnică de susținere și tăiere adecvată. Aceste condiții se întîlnesc foarte rar în zăcămintele de lignit din țara noastră.

II. Caracteristicile fizico-mecanice ale acoperișului și culcușului stratelor de lignit și, în mod deosebit, ale acoperișului, influențează direct comportarea abatajelor.

Din practica exploatării distingem următoarele tipuri principale de acoperișuri și culcușuri în zăcămintele de lignit.

a_1. Acoperiș stabil, cu rezistențe de rupere egale sau mai mari decît ale cărbunelui (marne sau argile compacte), care se rupe la intervale relativ regulate.

b_1. Acoperiș relativ stabil (argile, argile slab nisipoase, marne nisipoase), care se rupe relativ regulat, dar cu rezistențe de rupere mai mici decît ale cărbunelui ; un astfel de acoperiș își înrăutățește comportarea prin pistonare repetată.

c_1. Relativ stabil, numai atîta timp cît nu este în contact cu infiltrații de apă, care îi schimbă caracteristicile spre limita de curgere ; astfel de acoperișuri sînt formate din argile și argile nisipoase.

d_1. Nisipuri și nisipuri argiloase uscate care, dacă sînt deranjate, se surpă sub formă de cupolă.

e_1. Nisipuri și nisipuri argiloase acvifere care, din cauza coeficienților mici de filtrare și a finetii materialului, chiar dacă sînt drenate, formează o pastă curgătoare atunci cînd sînt deranjate.

f_1. Acoperiș stabil și foarte stabil, format din cărbune sau cărbune argilos.

a_2. Culcuș cu proprietăți identice acoperișului a_1, în care echipamentul de susținere, în general, nu penetrează.

b_2. Culcuș cu proprietăți asemănătoare acoperișului b_1, care își înrăutățește comprtarea prin pistonare repetată, ajungînd pînă la a fi penetrabil.

c_2. Culcuș cu aceleași caracteristici ca acoperișul c_1, în care susținerea penetrează frecvent.

d_2. Culcuș cu aceleași caracteristici ca acoperișul d_1 și care nu poate fi folosit ca vatră pentru abataje.

e_2. Culcuș cu aceleași caracteristici ca acoperișul f_1, care este foarte stabil și impenetrabil, fiind format din cărbune sau cărbune argilos.

În funcție de caracteristicile fizico-mecanice ale rocilor din acoperiș și din culcuș, condițiile geologico-miniere de exploatare a zăcămintelor de lignit pot fi grupate astfel :

Condiții	*Ușoare*	*Medii*	*Grele*	*Foarte grele*	*Deosebite*
Tip de acoperiș	a_1/a_2	a_1/b_2	d_1/a_2	d_1/c_2	d_1/d_2
Tip de culcuș	d_1/d_2	b_1/a_2 c_1/b_2 b_1/c_2	d_1/b_2 d_1/e_2 c_1/e_2 e_1/b_2 c_1/e_2	e_1/e_2	d_1/e_2 e_1/d_2 e_1/e_2

• În clasa condițiilor ușoare au fost incluse stratele de lignit cu acoperiș și culcuș stabil.

• În clasa condițiilor medii au fost incluse cele cu acoperiș și culcuș relativ stabile și care, prin pistonare repetată sau în prezența apei, pot deveni instabile.

• În clasa condițiilor foarte grele au fost incluse stratele de cărbuni cu nisipuri uscate sau acvifere în acoperiș sau culcuș.

• În clasa condițiilor deosebite s-au încadrat nisipurile din acoperiș și culcuș.

III. Grosimea stratului de cărbune influențează starea abatajului, iar pentru anumite zăcăminte constituie un inconvenient major în alegerea utilajelor de susținere.

Astfel, pentru strate de lignit groase (peste 3,5 m) și subțiri (sub 2,0 m), utilajele de susținere existente nu rezolvă problema exploatării lor raționale din cauza tipurilor de înălțimi pe care le pot dezvolta.

Din acest punct de vedere se pot distinge.

1. Strate cu grosimi care, cu actualele echipamente de susținere mecanizată, permit exploatarea integrală sau cu lăsarea unor bancuri de protecție în cazul acoperișului necorespunzător.

2. Strate cu grosimi mai mari decît înălțimea maximă a utilajelor de susținere existente (inclusiv bancurile de protecție) și la care grosimea excedentară nu poate fi exploatată într-o a doua felie, fiind mai mică decît înălțimea minimă a actualelor utilaje de susținere (inclusiv bancurile de protecție necesare).

3. Strate cu grosimi mai mici decît înălțimea minimă a actualelor utilaje de susținere (inclusiv bancuri de protecție).

IV. Adîncimea de exploatare joacă un anumit rol în comportarea abatajelor.

S-au analizat statistic abatajele în funcție de grosimea copertei în bazinul Motru — Jilț (pentru adîncimi pînă la 200 m), constatîndu-se o frecvență mai mare a vitezelor reduse la copertă mai mare, dar nu s-a putut stabili, pînă în prezent, o relație directă între adîncimea de exploatare și starea abatajelor, existînd destule excepții de la această regulă, puse pe seama deosebirilor în structura acoperișului direct.

Aceasta este o problemă ce rămîne deschisă și care va trebui mult aprofundată.

În zăcămintele înclinate influența copertei pare să se evidențieze la o adîncime mai mare, de peste 300 m, fapt explicat prin favorizarea redistribuirii forțelor de presiune de către înclinarea stratului.

V. Prin gradul de inundare al abatajelor se înțelege gradul în care se face simțită apa în abataj, indiferent de proveniență (infiltrații din tavan, din vatră sau din surpare).

Gradul de inundare influențează, în special, transportul în abataj, prin înnămolirea pe care o produce în contact cu argila din vatră și cu cărbunele praf, dar și starea vetrei, producînd umflări sau înmuieri ale acesteia ; uneori este influențată și susținerea, cînd roca din acoperiș, în prezența apei, se umflă sau curge.

După gradul de inundare, condițiile de zăcămînt se pot grupa astfel :

Condiții	*Ușoare*	*Medii*	*Grele*	*Foarte grele*	*Deosebite*
Grad de inundare, m^3 apă/t cărbune	1,0	1,0—2,4	2,5—3,9	4,0—6	6,0

VI. Ponderea intercalațiilor sterile în grosimea de exploatare are un rol important în stabilitatea frontului de cărbune.

Rezistența mai redusă a argilelor din intercalații, și uneori înmuierea acestora, are ca efect instabilizarea frontului de cărbune și prăbușirea cărbunelui în front.

Intensitatea acestui fenomen este direct proporțională cu raportul dintre grosimea intercalațiilor și grosimea cărbunelui,

Prezența intercalațiilor de steril influențează și selectivitatea extracției, înrăutățirea calității cărbunelui extras fiind direct proporțională cu creșterea ponderii intercalațiilor sterile, la tăierea cu combina.

Gradul de instabilitate a frontului este direct proporțional cu ponderea intercalațiilor sterile din frontul de lucru, dar mai ales cu numărul acestora și poziția lor (în partea de sus, de mijloc sau de jos a stratului de cărbune).

Prezentăm în continuare o clasificare rezultată din evaluări statistice.

Condiții	*Ușoare*	*Medii*	*Grele*	*Foarte grele*	*Deosebite*
Ponderea intercalațiilor de steril, %	0—9	10—14	15—19	20—25	25
Numărul intercalațiilor de steril	0—2	3—4	5—6	7—8	8

Zăcămintele de lignit, considerate în general liniștite, au un grad de tectonizare de mică sau foarte mică amplitudine (sub 10 m pasul de falie și adesea sub 2 m), care influențează lungimea panourilor de abataj și, prin aceasta, eficiența complexelor mecanizate, care necesită un număr sporit de montări, demontări și remontări, proporțional cu gradul de tectonizare.

VII. În același timp, gradul de tectonizare influențează, deși într-o proporție mai mică decît la huilă, numărul de treceri ale abatajelor prin steril — parțial sau integral — la traversarea faliilor mici (sub 2 m).

Acest grad de tectonizare se manifestă, mai pregnant, în zăcămintele din sudul Depresiunii Getice, din Subcarpații Munteniei și din Transilvania.

O clasificare a gradului de tectonizare, după lungimea totală a faliilor pe un hectar de zăcămînt, se prezintă astfel :

Condiții	*Ușoare*	*Medii*	*Grele*	*Foarte grele*	*Deosebite*
Grad de tectonizare, m/ha	0	0,01—0,09	0,10—0,19	0,2—0,3	0,3

Din analiza performațelor complexelor mecanizate de abataj, realizate pînă în prezent, și a celor ce sînt în curs de realizare, ținînd seama de factorii geologici care influențează starea abatajelor la zăcămintele de lignit, rezultă domeniile în care problema alegerii complexelor mecanizate este, în linii mari, rezolvată, domeniile în care ea este în curs de rezolvare și domeniile în care trebuie concentrate eforturile în viitor.

• Domenii în care problemele sînt, în linii mari, rezolvate :

— strate de lignit cu grosime de la 1,6 la 2,2 m în zăcăminte cu înclinare de pînă la 10°, cu acoperiș și culcuș stabil sau relativ stabil, inclusiv prin lăsarea de bancuri de protecție (condiții ușoare și medii) ;

— copertă pînă la 100 m grosime la zăcăminte slab înclinate (0—5°) și 200 m grosime pentru zăcăminte cu înclinare mică (5—10°) ;

— intercalații sterile pînă la 4.

• Domenii în care problemele sînt în curs de rezolvare (diferite faze de cercetare-proiectare-experimentare) :

— strate de lignit cu grosimea între 1,6 și 1,4 m și între 2,2 și 3,2 m, cu înclinare pînă la 10°, acoperiș și culcuș stabile sau relativ stabile (condiții ușoare și medii) ;

— copertă pînă la 200 m grosime, la zăcăminte slab înclinate sau cu înclinare mică (10°) și pînă la 300 m grosime, la zăcăminte cu înclinare pînă la 15° ;

— intercalații sterile pînă la 4.

• Domenii în care problemele nu sînt încă rezolvate :

— strate de lignit cu grosimi peste 3,0 m (4—6 m) ;

— strate cu înclinări peste 20°.

În afara acestor domenii, menționăm zăcămintele în care stratele de lignit au în acoperișul direct nisip (zăcămintele Husnicioara și Șotînga, în special), la care exploatarea se face prin realizarea unui acoperiș fals din cărbune, dar la care frecvența mare a surpărilor, datorate suprascurgerilor nisipului din acoperiș, produce greutăți în exploatare.

Pentru aceste zăcăminte sînt inițiate cercetări în vederea găsirii unor soluții de întărire rapidă a tavanului, în momentul apariției fenomenului de curgere a nisipului din acoperiș.

Contribuţie la problema determinării rapide a umidităţii şi punctului de rouă al aerului umed din uscătoare

Ing. **C. Boia**
I.C.P.M.S.N. Cluj-Napoca

I. Consideraţii teoretice

Cantitatea de umiditate conţinută în aerul umed evacuat din uscătoare este un parametru foarte util în exploatarea uscătoarelor de substanţe nemetalifere, pe baza căruia se poate face reglarea uscătoarelor, în vederea obţinerii unor parametri optimi, privind viteza de uscare şi consumul de energie termică. În continuare vom defini cîţiva parametri de stare ai aerului şi relaţiile prin care se obţin.

Umiditatea absolută a masei Y, denumită şi conţinutul de umiditate, este masa de vapori care revine la 1 kg de aer uscat:

$$Y = \frac{m_A}{m_B} \frac{\text{(kg vapori de apă)}}{\text{(kg aer uscat)}}. \tag{1}$$

Dacă se scrie ecuaţia gazelor perfecte:

$$P \cdot V = m \cdot R \cdot T,$$

atît pentru aerul uscat, considerat ca gaz perfect la presiuni mici, cît şi pentru vaporii de apă, rezultă:

$$P_B \cdot V = m_B \cdot R_B \cdot T, \tag{2}$$

unde:

P_B este presiunea parţială a aerului în amestecul de aer-vapori de apă;
V — volumul amestecului;
m_B — masa aerului;
R_B — constanta aerului, 287 $J \cdot kg^{-1} \cdot K^{-1}$;
T — temperatura amestecului.

$$P_A \cdot V = m_A \cdot R_A \cdot T, \tag{3}$$

unde:

P_A este presiunea parţială a vaporilor de apă în amestecul aer-vapori de apă;
V — volumul amestecului;
m_A — masa vaporilor de apă;
R_A — constanta gazului perfect a vaporilor de apă, 461,5 $J \cdot kg^{-1} \cdot K^{-1}$;
T — temperatura amestecului.

Divizînd termenii ecuaţiilor (2) şi (3) şi cunoscînd că suma celor două presiuni parţiale dă presiunea barometrică:

$$P = P_A + P_B,$$

rezultă:

$$Y = \frac{m_A}{m_B} = \frac{P_A}{P_B} \cdot \frac{R_B}{R_A} = 0{,}622 \cdot \frac{P_A}{p - P_A} \cdot \tag{4}$$

Umiditatea relativă a aerului φ este raportul între umiditatea absolută volumetrică şi cea maximă la aceeaşi temperatură:

$$\varphi = \left(\frac{\rho_A}{\rho_{A\,max}}\right) T. \tag{5}$$

Pentru presiuni mici este în vigoare ecuaţia de stare a gazelor perfecte, din care rezultă:

$$\rho_A = \frac{P_A}{R_A \cdot T}, \quad \rho_{A\,max} = \frac{P_{AS}}{R_A \cdot T}, \tag{6}$$

unde:

P_{AS} este presiunea maximă a vaporilor la saturaţia amestecului.

Ecuaţia (5) se poate scrie sub forma:

$$\varphi = \frac{P_A}{P_{AS}}. \tag{7}$$

Luînd în considerare ecuaţiile (4) şi (7), umiditatea absolută este:

$$Y = 0{,}622 \cdot \frac{\varphi \cdot P_{AS}}{P - \varphi \cdot P_{AS}}. \tag{8}$$

Temperatura termometrului umed t_w este definită ca temperatura echivalentă atinsă de o cantitate mică de lichid care se evaporă într-o cantitate mare a unui amestec nesaturat de aer cu vapori de apă. Această temperatură a termometrului umed se foloseşte pentru determinarea conţinutului de umiditate din aer. Dacă termometrul, al cărui rezervor cu lichid este învelit cu tifon şi imersat în apă, se aşază într-un curent de amestec nesaturat de aer cu vapori de apă, în deplasare rapidă, temperatura indicată de un astfel de termometru, după un anumit timp, atinge o valoare mai scăzută decît temperatura termometrului uscat.

Introducînd noţiunea de căldură specifică a aerului umed C_H, adică a căldurii specifice a amestecului compus dintr-un kilogram de aer uscat şi Y kg de vapori de apă, putem scrie:

$$C_H = C_B + C_A \cdot Y. \tag{9}$$

Dacă scriem ecuaţia de transfer a căldurii în regim staţionar, pentru o picătură de apă, avem:

$$q = \alpha(t - t_w) \cdot A, \tag{10}$$

unde :

α este coeficientul de transmitere a căldurii ;
A — suprafaţa ;
t — temperatura termometrului uscat ;

şi, de asemenea, ecuaţia de transfer a masei :

$$W = K_Y(Y_S - Y) \cdot A \qquad (11)$$

unde :

K_Y este coeficientul de transfer al masei ;
Y_S — umiditatea de saturaţie la termometrul umed ;
Y — umiditatea absolută a aerului în jurul picăturii ce se evaporă,

ştiind că :

$$q = W \cdot r_w, \qquad (12)$$

r_w fiind căldura latentă de vaporizare a apei, rezultă ecuaţia :

$$t - t_w = \frac{r_w(Y_y - Y)}{\frac{\alpha}{K_Y}}. \qquad (13)$$

Cercetările experimentale [2] au demonstrat că raportul dintre coeficientul de transfer de căldură şi coeficientul de transfer de masă, denumit şi raport psihrometric, pentru procesul de evaporare a apei în curentul de aer, se poate exprima cu relaţia :

$$\frac{\alpha}{K_Y} = C_H.$$

Ecuaţia (13) se poate pune astfel sub următoarea formă :

$$\frac{Y_S - Y}{t - t_w} = \frac{C_H}{r_w}. \qquad (14)$$

Temperatura punctului de rouă t_r este temperatura la care amestecul de aer şi vapori de apă atinge starea de saturaţie în timpul răcirii la presiune constantă, fără contact cu faza lichidă. Dacă temperatura se reduce pînă la temperatura t_r, are loc condensarea vaporilor.

II. Algoritm de calcul pentru obţinerea umidităţii absolute şi a umidităţii relative a aerului umed, pe baza măsurării temperaturii termometrul ii uscat t şi a temperaturii termometrului umed t_w

Din ecuaţia (14) vom scoate termenul Y în funcţie de ceilalţi parametri :

$$(Y_S - Y)r_w = C_H(t - t_w),$$

Tabelul 1

V>2,5 m/s		φ (%) Y [kg. kg$^{-1}_{aer}$] t_r (°C)							t (°C)								
(°C)																	
t_w	t	50	52	54	56	58	60	62	64	66	68	70	72	74	76	78	80
31	φ	73	70	67	64	61	58	55	52	49	46	43	40	37	34	31	28
	Y	0,0209	0,02	0,0192	0,0183	0,0174	0,0165	0,0157	0,0148	0,0139	0,013	0,0122	0,0113	0,0104	0,0095	0,0087	0,0078
	t_r	25	25	24	23	23	22	21	20	19	18	17	16	15	13	12	10
32	φ	76	73	70	67	64	62	59	56	53	50	48	45	42	39	36	33
	Y	0,0231	0,0223	0,0214	0,0205	0,0196	0,0187	0,0179	0,017	0,0162	0,0152	0,0144	0,0135	0,0126	0,0117	0,0108	0,01
	t_r	27	27	26	25	25	24	23	22	21	20	20	19	17	16	15	14
33	φ	78	76	73	70	68	65	62	60	57	54	52	49	46	44	41	38
	Y	0,0254	0,0245	0,0236	0,0228	0,0219	0,021	0,0201	0,0192	0,0183	0,0175	0,0166	0,0157	0,0148	0,0139	0,0131	0,0122
	t_r	29	28	28	26	26	26	25	24	23	23	22	21	20	19	18	17
34	φ	81	79	76	73	71	68	66	63	61	58	56	53	51	48	46	43
	Y	0,0278	0,0269	0,0260	0,0251	0,0243	0,0234	0,0225	0,0216	0,0207	0,0193	0,0190	0,0181	0,0172	0,0163	0,0154	0,0145
	t_r	30	30	29	29	28	28	27	26	25	24	24	23	22	21	21	20
35	φ	83	81	79	76	74	71	69	67	64	62	59	57	55	52	50	47
	Y	0,0303	0,0294	0,0286	0,0277	0,0268	0,0259	0,0250	0,0241	0,0232	0,0223	0,0214	0,0206	0,0197	0,0188	0,0179	0,017
	t_r	32	31	30	30	29	29	28	28	27	27	26	25	24	24	23	22
36	φ	85	83	80	78	76	74	72	69	67	65	63	61	59	56	54	51
	Y	0,033	0,0321	0,0312	0,0303	0,0294	0,0285	0,0276	0,0267	0,0258	0,0249	0,024	0,0231	0,0223	0,0214	0,0205	0,0195
	t_r	33	33	32	32	31	31	30	29	29	28	28	27	27	26	25	24
37	φ	87	85	83	81	78	76	74	72	70	68	66	64	62	60	57	55
	Y	0,0357	0,0349	0,034	0,0331	0,0322	0,0313	0,0304	0,0295	0,0286	0,0277	0,0268	0,00259	0,025	0,0241	0,0232	0,0223
	t_r	34	34	34	33	33	32	32	31	30	30	30	29	28	28	28	27
38	φ	88	87	85	83	81	79	77	75	73	71	69	67	65	63	61	59
	Y	0,0387	0,0378	0,0369	0,036	0,035	0,0341	0,0332	0,0323	0,0314	0,0305	0,0296	0,0267	0,0279	0,0269	0,026	0,0251
	t_r	36	35	35	35	34	34	33	33	32	32	31	31	30	30	29	29
39	φ	90	88	86	84	83	81	79	77	75	73	71	70	68	66	64	62
	Y	0,0417	0,0408	0,0399	0,039	0,0331	0,0372	0,036	0,035	0,034	0,0335	0,0326	0,0317	0,0308	0,0299	0,029	0,0281
	t_r	37	36	36	36	33	35	35	34	34	33	33	32	32	31	31	30
40	φ	91	90	88	86	84	83	81	79	77	76	74	72	70	68	67	65
	Y	0,0449	0,044	0,043	0,0422	0,0413	0,04	0,039	0,038	0,037	0,0367	0,0358	0,0349	0,0338	0,033	0,032	0,031
	t_r	38	38	38	37	37	36	36	35	35	34	34	34	33	33	32	32

$$Y = \frac{Y_S - r_w - C_H(t - t_w)}{r_w},$$

$$Y = Y_S - \frac{C_H(t - t_w)}{r_w}.$$

Luînd în considerație relația (9), rezultă :

$$Y = Y_S - \frac{C_B + C_A \cdot Y_S}{r_w}(t - t_w). \quad (15)$$

Dacă dezvoltăm relația (8), obținem :

$$\varphi \cdot P_{AS} \cdot 0{,}622 = Y \cdot P - Y \cdot \varphi P_{AS},$$

$$\varphi \cdot P_{AS} \cdot 0{,}622 + Y \cdot \varphi \cdot P_{AS} = Y \cdot P,$$

$$\varphi \cdot (P_{AS} \cdot 0{,}622 + Y \cdot P_{AS}) = Y \cdot P,$$

$$\varphi = \frac{Y \cdot P}{P_{AS}(0{,}622 + Y)}. \quad (16)$$

Relațiile (15) și (16) permit alcătuirea unui tabel al umidității absolute și relative a aerului pe baza diferenței psihrometrice $t - t_w$. Cunoașterea umidității absolute Y oferă posibilitatea stabilirii punctului de rouă al aerului care a fost trecut și el în tabel.

III. Program de calcul pe calculatorul FELIX CE 130 P pentru aflarea lui Y și φ funcție de t și t_w

Programul de calcul se bazează pe relațiile (15) și (16) și a fost utilizat la calcularea tabelului în următoarea ipoteză :

Y_S — umiditatea absolută la saturație (din tabele);

C_A = 1,863 kJ · kg^{-1} · K^{-1};

C_B = 1,006 kJ · kg^{-1} · K^{-1};

r_w — căldura latentă de vaporizare a apei (din tabele);

P_{AS} — presiunea de saturație, de asemenea din tabele;

P — presiunea barometrică, 100 000 Pa;

t și t_w se măsoară.

Programul este util, de asemenea, pentru calculul umidității absolute și relative pentru presiuni barometrice diferite de 100 000 Pa (Nm^{-2}) (750 mm col H_2O).

IV. Modul de operare la calculatorul programabil de birou FELIX CE 130 P

Intrare în program P/O F PRG

Introducere program conform programului anexat

Revine în mod automat F AUT P/O

Introducere date M 1 Y_S M 6 t_w
M 2 C_B M a 0,622
M 3 C_A M b P_{AS}
M 4 r_w M c P
M 5 t

Obținere rezultate φ — rezultat final
Y — din memoria M 9 unde este stocat

Programul

01	MR 1	11	MR 4	21	MR b
02	MR 3	12	F′/X	22	x
03	x	13	x	22	F 1/X
04	MR 2	14	M 8	24	MR c
05	+	15	+/−	25	x
06	MR 5	16	MR 1	26	MR 9
07	MR 6	17	+	27	x
08	−	18	M 9	28	S/R
09	x	19	MR a		
10	M 7	20	+		

Menționăm că acest program simplu poate fi aplicat pe orice calculator programabil cu minimum 28 pași, fiind indicat pentru modul de operare în limbaj cod mașină ; nu este necesar să fie ocupat un calculator mare operînd cu limbaje convenționale.

Concluzii

Pe baza relațiilor dintre mărimile de stare ale aerului a fost obținut un algoritm de calcul care permite determinarea conținutului de umezeală și a umidității relative a aerului, măsurîndu-se temperatura termometrului umed și a termometrului uscat.

În vederea unor calcule rapide, se prezintă o secțiune dintr-un tabel, întocmit pe baza algoritmului de calcul în care sînt trecute valorile lui Y și φ, funcție de t și t_w, la presiunea barometrică de 100 000 Pa (Nm^{-2}), precum și temperatura punctului de rouă al apei. Pentru calcule analitice se indică un program de calcul pentru calculatorul programabil de birou FELIX CE 130 P.

Bibliografie

[1] Razujevic, K. *Tabele și diagrame termodinamice.* Ed. tehnică, 1978.

[2] Strumitto, C. *Bazele teoriei și tehnicii uscării.* Ed. tehnică, 1984.

[3] Pavlov, C. F., Romankov, P. G. *Procese și aparate în ingineria chimică.* Ed. tehnică, 1981.

[4] * * * Manual de instrucțiuni — FELIX CE 130 P.

Deshidratarea gazelor naturale şi asociate cu tufuri vulcanice

M. Cuculat, V. Ciovirnache, A. Maer
I.C.P.P.G. Cîmpina

I. Introducere

Gazele provenite din zăcăminte de gaze naturale, de gaz condensat sau de ţiţei sînt saturate cu apă în condiţiile de temperatură şi presiune din sistemul de colectare al gazelor. Apa existentă în gaze la saturaţie provoacă dificultăţi la transportul gazelor de la surse la beneficiari, datorită posibilităţii formării de criohidraţi care obturează conducta, coroziunii provocate de CO_2 şi/sau H_2S în prezenţa apei, precum şi micşorării secţiunii conductei de transport prin depunerea de apă lichidă [1]. Prin reducerea conţinutului de apă din gaze pînă la un punct de rouă de circa −5°C, dificultăţile la transport, datorate apei, practic se elimină, întrucît temperatura gazelor în conductele de transport este superioară acestei valori în ţara noastră în tot timpul anului.

În România, uscarea gazelor se realizează în instalaţii cu adsorbanţi solizi, silicagel (pentru gazele naturale) şi silicagel sau site moleculare (pentru gazele asociate).

Utilizînd probe de tuf vulcanic de Mîrşid (jud. Sălaj) furnizate de către I.C.P.M.S.N. Cluj-Napoca, I.C.P.P.G. Cîmpina a efectuat experimente de laborator şi la scară pilot pentru uscarea gazelor [2]. Pe baza datelor experimentale a fost elaborat un proces de uscare cu tufuri vulcanice [3], care a fost aplicat la scară industrială în trei instalaţii. Rezultatele obţinute au permis omologarea procesului şi extinderea aplicării lui în schele de producţie petrolieră şi de gaze.

II. Determinări în laborator şi la scară pilot pentru elaborarea procesului ICPPG de uscare a gazelor cu tufuri vulcanice

Într-un studiu elaborat de I.C.P.P.G. Cîmpina s-a stabilit, prin determinări de laborator, posibilitatea utilizării tufului vulcanic natural de Mîrşid, la uscarea gazelor naturale şi asociate. Determinările s-au efectuat într-o instalaţie a cărei schemă este redată în figura 1.

Gazele dintr-un recipient la presiune, a căror compoziţie s-a stabilit prin analiză la un gaz cromatograf, s-au saturat cu apă la temperatura de circa 20°C şi presiunea atmosferică prin barbotare prin două vase cu apă, după care

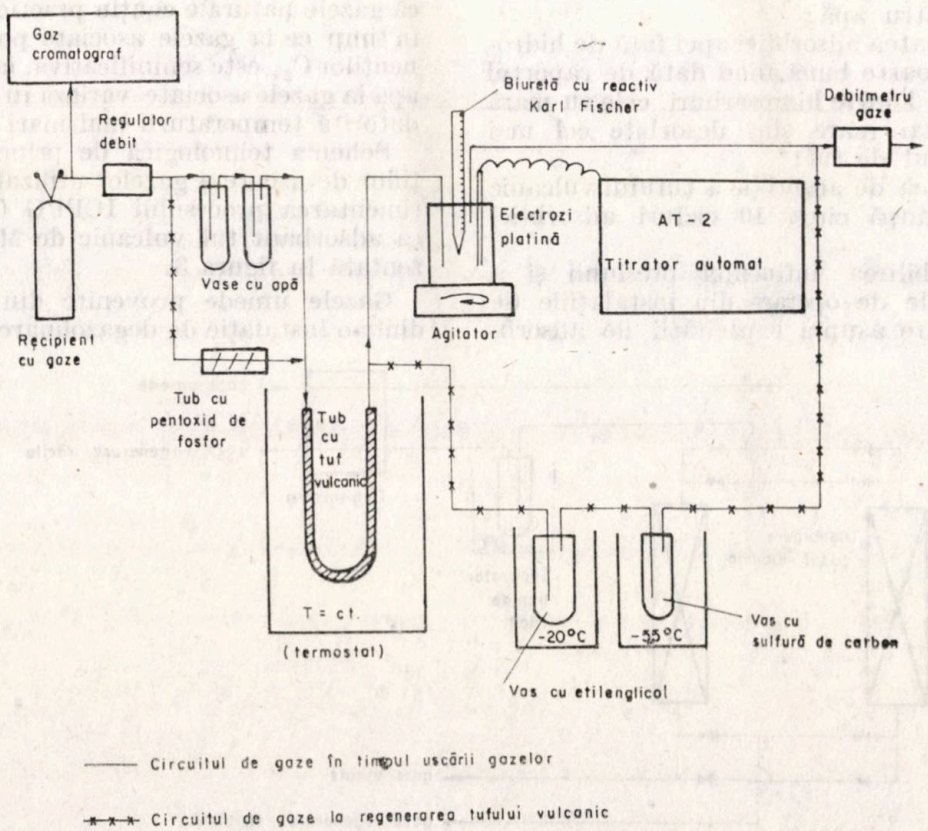


Fig. 1. Schema instalaţiei de laborator utilizată pentru determinarea capacităţii dinamice de adsorbţie a tufului vulcanic.

s-au trecut printr-un tub umplut cu tuf vulcanic. Gazele care au ieșit din tubul cu tuf vulcanic au fost barbotate printr-un vas cu metanol unde s-a urmărit continuu conținutul de apă prin titrare automată cu reactiv Karl Fischer, apoi gazele au trecut printr-un debitmetru.

Desorbția s-a efectuat un timp de 2/3 din durata fazei de uscare cu gaze uscate cu pentoxid de fosfor, încălzite la 250°C cu un debit de pînă la 1/3 din valoarea debitului gazelor umede. Apa desorbită din stratul de tuf vulcanic a fost reținută în vasul cu etilenglicol răcit la −20°C și măsurată prin cîntărirea vasului, iar hidrocarburile desorbite au fost reținute în vasul cu sulfură de carbon răcit la −50, −55°C, apoi analizate la cromatograf.

Din rezultatele obținute în laborator au reieșit următoarele:

— capacitatea dinamică de adsorbție pentru apă a tufului vulcanic natural de Mîrșid este de circa 11% g, gazele trecute prin adsorbant cu o viteză de circa 0,12 m/s fiind uscate la un punct de rouă de circa −50, −55°C, asemănător cu cel realizat cu site moleculare, datorită conținutului ridicat de zeoliți din tuf (pînă la 70% [4]);

— capacitatea dinamică de adsorbție pentru apă nu a fost influențată semnificativ de natura gazelor supuse uscării. Astfel, prezența componenților C_{3+} pînă la 150 g/Nm³, a CO_2 (pînă la 100%) și a H_2S (pînă la 3% vol.) practic nu au modificat valoarea capacității dinamice de adsorbție pentru apă;

— selectivitatea adsorbției apei față de hidrocarburi este foarte bună, fiind dată de raportul de circa 10:1. Dintre hidrocarburi, cele cu masă moleculară mai mare sînt desorbite cel mai greu din stratul de tuf;

— capacitatea de adsorbție a tufului vulcanic se menține după circa 10 cicluri adsorbție-desorție.

Pentru stabilirea influenței presiunii și a condițiilor reale de operare din instalațiile de uscare existente asupra capacității de adsorbție a tufului vulcanic s-a realizat o instalație pilot, prezentată în figura 2, care s-a montat într-o instalație industrială de uscare.

Rezultatele obținute au confirmat pe cele din laborator, cu mențiunea că s-a observat o scădere în timp a capacității de adsorbție cu pînă la 30% după 50 de cicluri, datorită temperaturilor de regenerare mai mici (maximum 160°C), cît și adsorbției de hidrocarburi C_{12+} care, practic, nu s-au mai desorbit în condițiile de operare ale instalației pilot.

Pentru protejarea tufului vulcanic contra contaminării cu hidrocarburi C_{12+} și micșorării astfel a capacității de adsorbție pentru apă s-a înlocuit circa 5% din volumul de tuf vulcanic cu cărbune activ. Determinările efectuate au arătat că stratul de cărbune activ dispus la partea superioară a stratului de tuf vulcanic (sensul de intrare al gazelor pentru uscare de sus în jos) este capabil să rețină cea mai mare parte a hidrocarburilor C_{12+} și să mențină astfel, în timp, capacitatea ridicată de adsorbție pentru apă a tufului vulcanic.

III. Aplicarea procesului în instalații de uscare industriale

Procesul de uscare a fost experimentat la scară industrială pentru gaze asociate și pentru gaze naturale. Compoziția gazelor asociate (gazul *a*) și ale celor naturale (gazele *b* și *c*) este prezentată în tabelul 1. Aceasta arată că gazele naturale conțin practic numai metan, în timp ce la gazele asociate ponderea componenților C_{2+} este semnificativă, iar conținutul de apă la gazele asociate variază în limite mai largi datorită temperaturii mai mari a acestor gaze.

Schema tehnologică de principiu a instalațiilor de uscare a gazelor utilizate pentru experimentarea procesului ICPPG Cîmpina, avînd ca adsorbant tuf vulcanic de Mîrșid, este prezentată în figura 3.

Gazele umede provenite din zăcămînt sau dintr-o instalație de degazolinare (în cazul gaze-

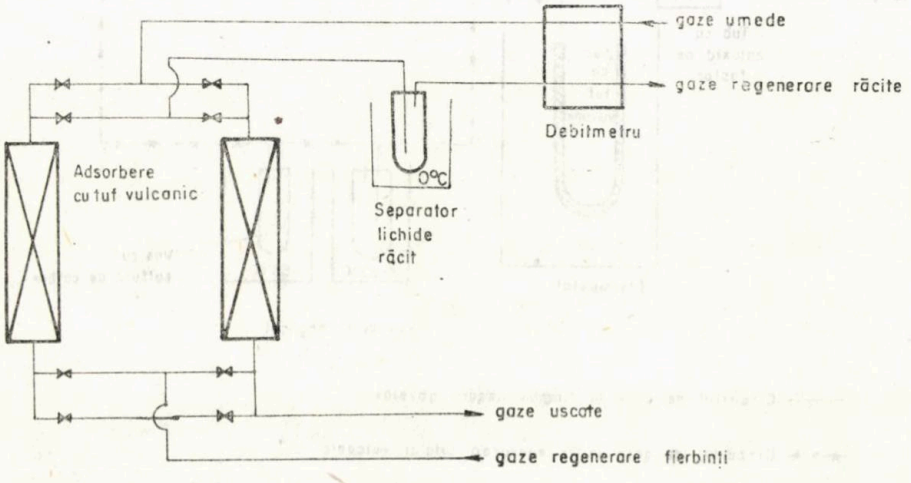


Fig. 2. Schema instalației pilot de uscare a gazelor cu tuf vulcanic.

Tabelul 1

Compoziţiile unor gaze asociate şi naturale*)

Componentul	Concentraţia, % vol.		
	gazul *a*	gazul *b*	gazul *c*
Metan	90,80	98,94	99,54
Etan	5,56	0,15	0,07
Propan	2,14	0,03	0,02
i-Butan	0,10	0,02**)	0,02**)
n-Butan	0,11		
Pentani+	0,02		
Bioxid de carbon	0,32	0,06	0,01
Azot	0,95	0,80	0,34
Apă (vapori)*)	0,25—1,9	0,25—0,8	0,85—0 8

*) Gazele sînt saturate cu apă în condiţiile de temperatură şi presiune din conductele de transport, concentraţia apei fiind exprimată în g/Nm³ gaz uscat

**) Butani plus

iar gazele sînt utilizate local sau se recomprimă şi se reintroduc în gazele umede.

În tabelul 2 se prezintă cîţiva parametri de funcţionare ai instalaţiilor de uscare unde s-a experimentat procesul de uscare avînd ca adsorbant tuf vulcanic de Mîrşid, gazul *a* alimentînd instalaţia *A* ş.a.m.d.

Dintre parametrii principali de funcţionare ai instalaţiilor, debitele, presiunile şi temperaturile gazelor umede (de alimentare), ca şi capacitatea instalaţiilor, sînt fixaţi (cei existenţi şi înainte de aplicarea procesului de uscare cu tuf vulcanic) şi se calculează, conform unei metodologii cunoscute, prezentate în literatură, ciclul (durata fazelor de adsorbţie şi regenerare — răcire) pentru asigurarea punctului de rouă de sub — 5°C la sfîrşitul fazei de adsorbţie, debitul, temperatura şi presiunea gazelor de

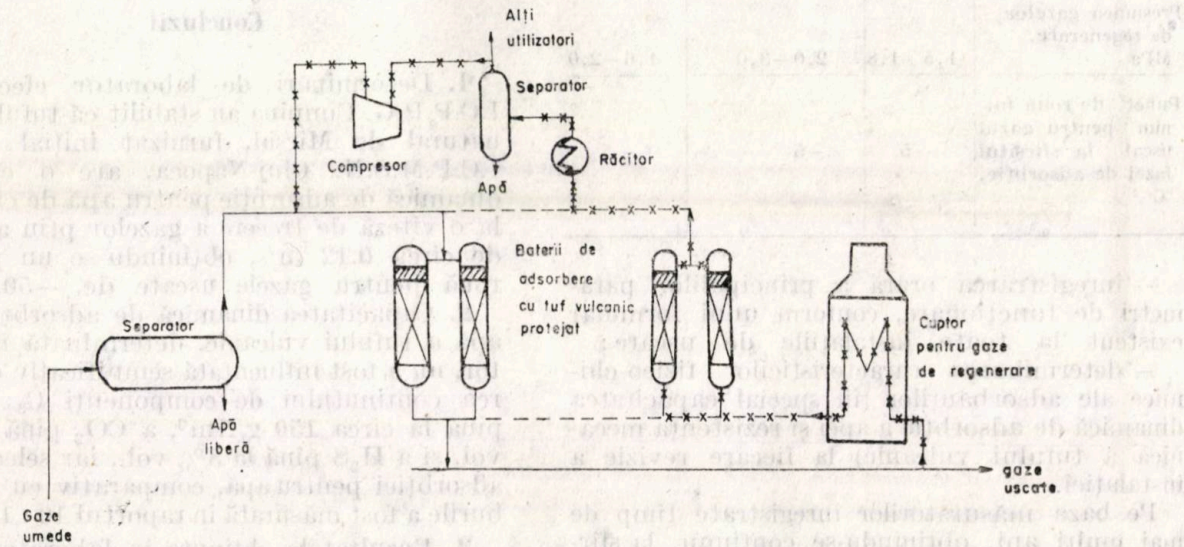


Fig. 3. Schema unei instalaţii de uscare a gazelor cu tuf vulcanic protejat.

lor asociate), separate de apa liberă, eventual antrenată, intră într-o baterie de adsorbere (2—4 adsorbere legate în paralel) pe la partea superioară, străbat stratul de cărbune şi de tuf vulcanic şi ies uscate pe la partea inferioară. Procesul este discontinuu; în timp ce o baterie este în faza de adsorbţie, cealaltă baterie este în faza de regenerare, care include şi răcirea stratului de adsorbant. Regenerarea se face preluînd 5—10% din debitul de gaz uscat şi încălzindu-l într-un cuptor apoi, în faza de răcire, se păstrează debitul gazelor de regenerare, dar se opreşte încălzirea. Gazele fierbinţi străbat stratul de adsorbant de jos în sus, eliminînd apa din tuful vulcanic şi hidrocarburile grele adsorbite în stratul de cărbune. La ieşirea din adsorbere, gazele de regenerare sînt răcite condensînd apa şi hidrocarburile grele antrenate, lichidele se separă şi se măsoară, regenerare pentru menţinerea capacităţii de adsorbţie corespunzătoare stratului de adsorbant.

Controlul analitic al procesului a constat din:

— determinarea zilnică a conţinutului de umiditate din gazul uscat obţinut prin diferenţa dintre cantitatea de apă la saturaţie a gazelor umede intrate în instalaţie (stabilită din diagramă-STAS 12005—82) şi cantitatea de apă separată după răcirea gazelor de regenerare şi măsurată + apa rămasa la saturaţie în gazele de regenerare (stabilită din diagramă — STAS 12005—82).

În paralel, în primele două luni de experimentare, s-au efectuat zilnic măsurători la gazele umede şi uscate cu aparatul ALNOR de determinare a punctului de rouă, determinări care s-au efectuat ulterior cu o frecvenţă de circa o măsurătoare pe lună;

Tabelul 2

Cîțiva parametri de funcționare ai unor instalații de uscare a gazelor

Parametrul	Instalația *A*	Instalația *B*	Instalația *C*
Presiunea gazelor la intrare, MPa	3,7—4,0	3,6—4,0	2,8—3,3
Temperatura gazelor la intrare, °C	10—40	5—20	5—20
Ciclul		12 ore adsorbție; 8 ore regenerare; 4 ore răcire	
Temperatura gazului de regenerare la ieșire din cuptor, °C	180—220	140—180	140—180
Presiunea gazelor de regenerare, MPa	1,5—1,8	2,0—3,0	1,6—2,0
Punct de rouă minim pentru gazul uscat la sfîrșitul fazei de adsorbție, °C	—5	—5	—5

— înregistrarea orară a principalilor parametri de funcționare, conform unui formular existent la toate instalațiile de uscare;

— determinarea caracteristicilor fizico-chimice ale adsorbanților (în special capacitatea dinamică de adsorbție a apei și rezistența mecanică a tufului vulcanic) la fiecare revizie a instalației.

Pe baza măsurătorilor înregistrate timp de mai mulți ani, obținîndu-se continuu, la sfîrșitul perioadei de uscare, puncte de rouă de minimum —5°C, procesul ICPPG de uscare a gazelor, utilizînd tuf vulcanic de Mîrșid, a fost omologat atît pentru uscarea gazelor asociate, cît și a gazelor naturale. Procesul este aplicat în prezent la cinci instalații de uscare a gazelor naturale și patru instalații de uscare a gazelor asociate și este în curs de extindere. Consumul de tuf vulcanic de Mîrșid, înregistrat pentru uscarea a 1×10^6 Nm³ gaze, a fost de maximum 10 kg.

IV. Eficiența economică a deshidratării gazelor cu tufuri vulcanice

Prin extinderea aplicării procesului ICPPG de uscare a gazelor cu tuf vulcanic de Mîrșid la instalațiile de uscare ale gazelor existente, admițînd acoperitor același consum specific de tuf vulcanic ca și cel actual de silicagel sau site moleculare, rezultă o economie importantă numai din diferența de preț de cost dintre adsorbanți.

Avînd o rezistență mecanică superioară silica, gelului și sitelor moleculare realizate în țară utilizarea tufului vulcanic mai poate duce la obținerea următoarelor avantaje [5]:

— reducerea numărului de intervenții la filtrele de praf și reducerea astfel a opririlor accidentale în transportul gazelor;

— reducerea căderilor de presiune pe filtrele de praf, respectiv a consumului specific de energie pentru comprimarea gazelor;

— prelungirea duratei de utilizare fără intervenții a compresoarelor.

În timp ce sitele moleculare și silicagelul sînt materiale energointensive, tuful vulcanic de Mîrșid se găsește sub forma unui zăcămînt accesibil, la suprafața solului, furnizorul actual, Combinatul minier Cluj [6], fiind în măsură să asigure cantitatea solicitată de industria petrolieră și de gaze.

Concluzii

1. Determinări de laborator efectuate la I.C.P.P.G. Cîmpina au stabilit că tuful vulcanic natural de Mîrșid, furnizat inițial de către I.C.P.M.S.N. Cluj-Napoca, are o capacitate dinamică de adsorbție pentru apă de circa 11%, la o viteză de trecere a gazelor prin adsorbant de circa 0,12 m/s, obținîndu-se un punct de rouă pentru gazele uscate de —50, —55°C.

2. Capacitatea dinamică de adsorbție pentru apă a tufului vulcanic, determinată în laborator, nu a fost influențată semnificativ de creșterea conținutului de componenți C_{3+} în gaze pînă la circa 150 g/Nm³, a CO_2 pînă la 100% vol. și a H_2S pînă la 3% vol., iar selectivitatea adsorbției pentru apă, comparativ cu hidrocarburile a fost măsurată în raportul 10 : 1.

3. Rezultatele obținute în laborator au fost confirmate la scară pilot, fiind elaborat procesul ICPPG de uscare, utilizînd tuf vulcanic de Mîrșid protejat cu cărbune activ (cca 5% din volumul de tuf) contra contaminării cu hidrocarburi grele, C_{12+}.

4. Procesul de uscare cu tuf vulcanic de Mîrșid a fost experimentat într-o instalație industrială, înlocuind sitele moleculare utilizate pentru uscarea gazelor asociate, și în alte două instalații, înlocuind silicagelul utilizat pentru uscarea gazelor naturale.

5. Instalațiile industriale pentru experimentarea procesului au fost alimentate cu gaze avînd presiuni de 2,8—4,0 MPa și temperaturi de 10—40°C, ciclul fiind de 12 ore—faza de adsorbție, 8 ore—faza de regenerare și 4 ore—faza de răcire, gazele de regenerare, cu un debit de 5—10% din debitul gazelor de alimentare, fiind încălzite la circa 140—220°C la o presiune de 1,5—3,0 MPa.

6. Măsurătorile de punct de rouă efectuate timp de mai mulți ani la gazele uscate,

direct cu aparatul ALNOR sau indirect, cunoscînd apa la saturație în gazele de alimentare și apa măsurată la regenerarea tufului vulcanic, au arătat valori de sub —5°C, la sfîrșitul fazei de adsorbție, permițînd omologarea procesului de uscare atît pentru gaze asociate, cît și pentru gaze naturale.

7. Înregistrîndu-se un consum de tuf vulcanic de maximum 10 kg la uscarea a 1×10^6 Nm^3 gaze, procesul este aplicat în prezent la cinci instalații de uscare a gazelor naturale și patru instalații de uscare a gazelor asociate și este în curs de extindere, avînd o eficiență economică ridicată, rezultată din diferența de preț de cost și din rezistența mecanică superioară a tufului vulcanic de Mîrșid față de adsorbanții utilizați pînă în prezent — silicagelul și sitele moleculare fabricate în țară.

Bibliografie

[1] Kohl, A., Rissenfeld, E. *Gas purification.* Ed. Gulf, 1979.

[2] Neagu, M. *Utilizarea tufurilor vulcanice la purificarea gazelor naturale.* Biblioteca I.C.P.P.G. Cîmpina.

[3] * * * Brevet R.S.R. nr. 83036.

[4] Cosma, R. *Caracteristici calitative, zone de perspectivă și posibilități de valorificare a tufurilor vulcanice din România.* Mine, Petrol și Gaze, **33**, nr. 1, 1982.

[5] Man Rodica Comunicare personală.

[6] * * * Caiet de sarcini 134—1986 *Tuf vulcanic granulat pentru uscarea gazelor naturale.* Combinatul minier Cluj.

Elemente de calcul privind efectele realizate prin instalarea filtrelor metalice simple în sondă în dreptul stratului productiv

Prof. dr. ing. **I. Tocan**
Institutul de Petrol și Gaze Ploiești

Introducere

Într-un articol publicat anterior [1], au fost expuse principalele considerații cu privire la cele două efecte care intervin, influențînd în mod favorabil și nefavorabil situația din sistem, în cazul instalării în sondă a unor filtre metalice simple, și anume :

— efectul necesar de reținere a nisipului în strat ;

— efectul nedorit de modificare a condițiilor de curgere, în sensul diminuării capacității de producție a stratului și sondei.

Pentru ilustrarea aplicativă a unor aspecte implicate de aceste efecte, cum ar fi : dimensionarea deschiderilor filtrelor metalice și estimarea elementelor ce caracterizează modificările de condiții în sistemul strat-sondă, în cele ce urmează vor fi prezentate exemple corespunzătoare de calcul.

Stabilirea dimensiunii deschiderilor filtrului metalic

Pentru a limita cantitatea de particule solide care trec din strat în sondă, o dată cu fluidele, și a realiza, în acest fel, reținerea în strat într-o măsură cît mai mare a granulelor de nisip neconsolidate sau slab cimentate, este necesar ca alegerea mărimii deschiderilor filtrului să fie făcută în mod adecvat, în concordanță cu compoziția granulometrică a nisipului care alcătuiește stratul respectiv.

În acest sens, pentru dimensionare, se alege ca punct de plecare, menționat în relațiile lui Coberly, diametrul efectiv de fracție care, împreună cu fracțiile de dimensiuni mai mari, reprezintă (pe curba de „refuz") 10% din greutatea totală a probei de nisip analizată granulometric. Această valoare corespunde, evident, cu diametrul efectiv de fracție care, împreună cu fracțiile de dimensiuni mai mici reprezintă (pe curba de trecute prin site) 90% din greutatea totală a probei de nisip analizată granulometric.

Procedeu de rezolvare

1. Se reprezintă grafic curba de compoziție granulometrică a nisipului care alcătuiește stratul productiv, fie sub forma curbei „refuz", fie sub forma curbei „trecute".

2. Se determină, din grafic, elementul de bază pentru calcul, adică $d_{n(10\%)}$ sau $d_{n(90\%)}$;

3. Se face înlocuirea de valori în relațiile de calcul corespunzătoare.

Exemplu de calcul

Din analiza granulometrică a probei de nisip recoltată din stratul productiv, în dreptul căruia urmează să fie instalat filtrul metalic, s-au obținut următoarele date înscrise în tabelul 1.

Se cere

1. Să se construiască cele două curbe de compoziție granulometrică a nisipului din stratul productiv.

2. Să se determine elementul de bază pentru calculul mărimii deschiderilor filtrului metalic simplu.

3. Să se calculeze mărimea deschiderilor filtrului metalic simplu.

Rezolvare

1. Curbele de compoziție granulometrică.

Cu ajutorul datelor din tabelul 1, se face reprezentarea grafică pe hîrtie cu rețea semilo-

Tabelul 1

Datele obținute din analiza granulometrică a probei de nisip recoltată din stratul productiv

Mărimea ochiurilor sitelor,	Cantitatea de nisip rămasă pe site,		Cantitatea de nisip trecută prin site,
mm	%	% cumulativ	% cumulativ
			100
1,5	0,60	0,60	99,4
1,0	1,90	2,5	97,5
0,8	3,5	6,0	94,0
0,5	12,0	18,0	82,0
0,4	10,0	28,0	72,0
0,315	13,0	41,0	59,0
0,25	13,0	54,0	46,0
0,20	13,0	67,0	33,0
0,16	10,0	77,0	23,0
0,125	9,0	86,0	14,0
0,10	6,0	92,0	8,0
0,08	4,0	96,0	4,0
0,063	3,0	99,0	1,0
0,063	1,0	100,0	0,0

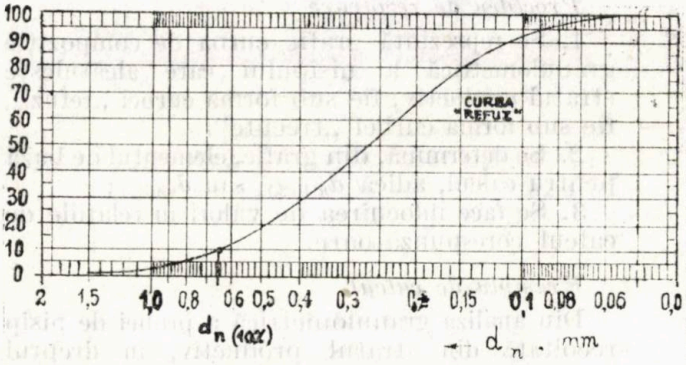


Fig. 1. Graficul compoziției granulometrice a nisipului care alcătuiește stratul productiv — curba de „refuz"

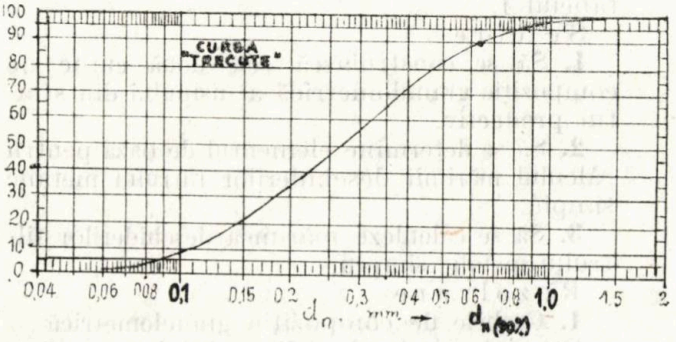


Fig. 2. Graficul compoziției granulometrice a nisipului care alcătuiește stratul productiv — curba de „trecute"

garitmică a curbei de „refuz" (fig. 1) și a curbei de „trecute" (fig. 2).

2. Elementul de bază pentru calcul

Din graficul cu curba de „refuz", diametrul efectiv de fracție, care reprezintă 10%, are valoarea :

$$d_{n(10\%)} = 0{,}635 \text{ mm.}$$

Aceeași valoare se obține și din graficul cu curba de „trecute" :

$$d_{n(90\%)} = 0{,}635 \text{ mm.}$$

3. Mărimea deschiderilor filtrului metalic :

a — cu șlițuri (fante

$$d_ș = 2d_{n(10\%)} = 2 \cdot 0{,}635 = 1{,}27 \text{ mm;}$$

b — cu orificii :

$$d_0 = 3d_{n(10\%)} = 3 \cdot 0{,}635 = 1{,}905 \text{ mm.}$$

Remarcă

Din graficul cu curba de „refuz", se observă că diametrul efectiv de fracție egal cu 1,27 mm, echivalent cu valoarea calculată a mărimii deschiderilor filtrului cu șlițuri, corespunde la aproximativ 1% pe axa ordonatelor. Prin urmare, valoarea calculată d = 1,27 mm poate fi admisă ca valabilă.

Estimarea factorilor efectului pseudoskin

Pentru a aprecia gradul de modificare nedorită a condițiilor de curgere la trecerea fluidelor din strat în sondă, datorită instalării în dreptul stratului productiv a unui filtru metalic, se admite ca element de bază pentru calcul factorul efectului pseudoskin.

Calculul valorilor acestui efect, în cazul celor două tipuri de filtre metalice (cu șlițuri sau cu orificii), se poate face utilizînd relațiile de calcul adaptate după cele date de Sciurov, menționate deja [1].

Exemple de calcul

a. Filtru metalic cu șlițuri (fante)

Date

$d_ș$ = 1,27 mm — lățimea unui șliț;

$l_ș$ = 50 mm — lungimea unui șliț;

$n_ș$ = 6,67 șlițuri/m.l. — numărul de șlițuri pe metru linear de filtru metalic.

Se cere să se determine factorul efectului pseudoskin, datorit instalării în drepul stratului productiv a filtrului metalic respectiv.

Rezolvare

Înlocuind valorile date în relația de calcul menționată [1], se obține:

$$s_ş = \frac{10\, d_ş^{-0,98} + 80\left(\frac{l_ş}{60}\right)^{1,3}}{n_ş^{(1,086 + 0,004\, d_ş^3)}} =$$

$$= \frac{10 \cdot 1,27^{-0,98} + 80\left(\frac{l_ş}{60}\right)^{1,3}}{6,67^{(1,086+0,004 \cdot 1,27^3)}} = 8,7.$$

b. Filtru metalic cu orificii

Date

$d_0 = 1,9$ mm — diametrul orificiilor filtrului metalic;

$n_0 = 110$ orificii/m.l. — numărul de orificii pe metru linear de filtru metalic.

Cazul 1: k_0/k_v egal cu unitatea — strat izotrop

Cazul 2:

$k_0 = 0,5\ D$ — coeficientul de permeabilitate a rocii din strat pe direcție orizontală;

$k_v = 0,125\ D$ — coeficientul de permeabilitate a rocii în strat pe direcție verticală.

Se cere să se determine factorul efectului pseudoskin.

Rezolvare

Cazul 1: strat izotrop $\frac{k_0}{k_v} = 1$;

$$s_0' = 49,32\, \frac{1,012\, d_ş^{-1,82} + 1}{n_0^{(1,033 + 0,0066\, d_0^{4,5})}} =$$

$$= \frac{49,32(1,012 \cdot 0,19^{-1,82} + 1)}{110^{(1,033+0,0066 \cdot 0,19^{4,5})}} = 8,366 \cdot$$

Cazul 2: strat anizotrop

În acest caz: $\frac{k_0}{k_v} = \frac{0,5}{0,125} = 4.$

Prin urmare:

$$s_0 = \frac{172,7\left(1,32 - \sqrt{1,07 - \log\sqrt{\frac{k_0}{k_v}}}\right)}{n^{(1,033 + 0,0066 \cdot d_0^{4,5})}} \cdot$$

$$\cdot (1,012 \cdot d_0^{-1,82} + 1) =$$

$$= \frac{172,7(1,32 - \sqrt{1,07 - \log\sqrt{4}})}{110^{(1,033+0,0066 \cdot 0,19^{4,5})}} \cdot$$

$$\cdot (1,012 \cdot 0,19^{-1,82} + 1) = 12,98.$$

Remarcă. În relațiile de mai sus, se observă că diametrul orificiilor a fost înlocuit cu valoarea sa, exprimată în cm. Pentru efectuarea calculelor, utilizînd diametrul orificiilor exprimat în mm, așa cum este dat în mod obișnuit, s-au adaptat relații corespunzătoare [2], aplicarea acestora în cazul examinat aici fiind dată în cele ce urmează:

Cazul 1: strat izotrop

$$s_0' = 49,32\, \frac{66,862\, d_0^{-1,82} + 1}{n_0^{(1,033+2,087 \cdot 10^{-7} \cdot d_0^{4,5})}} =$$

$$= \frac{49,32(66,862 \cdot 1,9^{-1,82} + 1)}{110^{(1,033+2,087 \cdot 10^{-7} \cdot 1,9^{4,5})}} = 8,366 \cdot$$

Cazul 2: strat anizotrop

$$s_0 = \frac{172,7\left(1 \cdot 32 - \sqrt{1,07 - \log\sqrt{\frac{k_0}{k_i}}}\right)}{n_0^{(1,033+2,087 \cdot 10^{-7}\, d_0^{4,5})}} \cdot$$

$$\cdot (66,862\, d_0^{-1,82} + 1) =$$

$$= \frac{172,7(1,32 - \sqrt{1,07 - \log\sqrt{4}}}{110^{(1,033+2,087 \cdot 10^{-7} \cdot 1,9^{4,5})}} \cdot$$

$$\cdot (66,862 \cdot 1,9^{-1,82} + 1) = 12,98.$$

Stabilirea elementelor care caracterizează modificările nedorite din sistemul strat-sondă asupra capacității de producție a acestuia

Dispunînd de valoarea factorului efectului pseudoskin, al cărei mod de estimare a fost prezentat în paragraful precedent, stabilirea celorlalte elemente care permit aprecierea gradului de modificare a condițiilor de curgere în sistemul strat productiv-sondă de extracție (debit, cădere de presiune, coeficient de imperfecțiune etc.) se poate face în mod simplu, deductiv, potrivit metodologiei descrise în articolul publicat anterior [1].

Exemple de calcul

a. Stratul productiv este echipat cu filtru metalic cu șlițuri

Date

$\Delta p_{str} = 10$ kgf/cm² = 98,1 N/cm² — căderea de presiune în zona de drenaj a sondei productive;

$R_c = 150$ m — raza zonei de drenaj;
$D = 6$ in — diametrul găurii de sondă;
$h_{str} = 15$ m — grosimea stratului productiv deschis;
$k_t = 0{,}5$ D — coeficientul de permeabilitate a rocii din strat;
$\mu_t = 3$ cP — viscozitatea țițeiului;
$b_t = 1{,}2$ — factorul de volum al țițeiului;
$s_ş = 8{,}7$ — factorul efectului pseudoskin.

S e c e r e să se stabilească elementele care caracterizează modificările ce au loc în sistemul strat-sondă datorită instalării filtrului în dreptul stratului productiv.

R e z o l v a r e

1. Debitul stratului productiv deschis (pereți neacoperiți):

$$Q_{t_{perf}} = \frac{23{,}6\, k_t h_{str}}{\mu_t \log \frac{R_c}{r_s}} \cdot \Delta p_{str} =$$

$$= \frac{23{,}6 \cdot 0{,}5 \cdot 15}{3 \cdot \log \frac{150}{0{,}0762}} \cdot 10 = 179{,}11 \text{ m}^3/24 \text{ h}.$$

2. Debitul stratului productiv echipat cu filtru metalic cu șlițuri:

$$Q_{t_{imp}} = \frac{23{,}6\, k_t h_{str} \Delta p_{str}}{\mu_t \left(\log \frac{R_c}{r_s} + \frac{s_ş}{2{,}3} \right)} =$$

$$= \frac{23{,}6 \cdot 0{,}5 \cdot 15 \cdot 10}{3 \left(\log \frac{150}{0{,}0762} + \frac{8{,}7}{2{,}3} \right)} = 83{,}37 \text{ m}^3/24 \text{ h}.$$

3. Căderea totală de presiune necesară pentru a obține același debit ca în cazul cînd stratul productiv nu este echipat cu filtru:

$$\Delta p_{\substack{str \\ total}} = \frac{Q_{t_{perf}} \mu_t \left(\log \frac{R_c}{r_s} + \frac{s_ş}{2{,}3} \right)}{23{,}6\, k_t h_{str}} =$$

$$= \frac{179{,}11\ 3 \left(\log \frac{150}{0{,}0762} + \frac{8{,}7}{2{,}3} \right)}{23{,}6 \cdot 0{,}5 \cdot 15} =$$

$$= 21{,}48 \text{ kgf/cm}^2 = 210{,}72 \text{ N/cm}^2.$$

4. Căderea de presiune suplimentară, necesară pentru compensarea efectului pseudoskin:

$$\Delta p_{\substack{str \\ supl}} = \Delta p_{\substack{str \\ total}} - \Delta p_{str} = 21{,}48 - 10 =$$

$$= 11{,}48 \text{ kgf/cm}^2 = 112{,}62 \text{ N/cm}^2.$$

5. Debitul sondei perfecte din punct de vedere hidrodinamic (strat deschis, cu pereți neacoperiți):

$$Q_{t_{0\ perf}} = \frac{Q_{t_{perf}}}{b_t} = \frac{179{,}11}{1{,}2} = 149{,}26 \text{ m}^3/24 \text{ h}.$$

6. Debitul sondei imperfecte după modul de deschidere (strat echipat cu filtru):

$$Q_{t_{0\ imp}} = \frac{Q_{t_{imp}}}{b_t} = \frac{83{,}37}{1{,}2} = 69{,}48 \text{ m}^3/24 \text{ h}.$$

7. Coeficientul de imperfecțiune a sondei:

$$\delta = \frac{Q_{t_{0\ imp}}}{Q_{t_{0\ perf}}} = \frac{69{,}48}{149{,}26} = 0{,}465 \ (46{,}5\%).$$

În c o n c l u z i e, atunci cînd în dreptul stratului productiv, cu caracteristicile menționate, va fi instalat un astfel de filtru metalic, debitul cu care va produce sonda va reprezenta numai aproximativ 46,5% din debitul cu care ar fi putut să producă aceasta dacă roca din stratul respectiv era bine consolidată și instalarea filtrului nu ar mai fi fost necesară.

a. S t r a t u l p r o d u c t i v e s t e e c h i p a t c u f i l t r u m e t a l i c c u o r i f i c i i

D a t e

Se mențin aceleași date ca la punctul **a**, cu excepția celor referitoare la filtrul metalic și la coeficientul de permeabilitate corespunzător celor două cazuri menționate (strat izotrop și strat anizotrop), ceea ce implică valori distincte ale factorului efectului pseudoskin:

$s'_0 = 8{,}366$ — factorul efectului pseudoskin în cazul stratului izotrop;
$s_0 = 12{,}98$ — factorul efectului pseudoskin în cazul cînd stratul productiv este anizotrop.

S e c e r e să se stabilească elementele care caracterizează modificările ce au loc în sistemul strat-sondă, datorită instalării filtrului respectiv (cu orificii) în dreptul stratului productiv.

R e z o l v a r e

C a z u l 1. S t r a t i z o t r o p

1. Debitul stratului productiv deschis (cu pereți neacoperiți):

$$Q_{t_{perf}} = \frac{23{,}6\, k_t h_{str}}{\mu_t \log \frac{R_c}{r_s}} \Delta p_{str} =$$

$$= \frac{23{,}6 \cdot 0{,}5 \cdot 15}{3 \cdot \log \frac{150}{0{,}0762}} \cdot 10 = 179{,}11 \text{ m}^3/24 \text{ h}.$$

2. Debitul stratului productiv echipat cu filtru metalic cu orificii :

$$Q_{mp} = \frac{23{,}6\ k_t h_{str} \Delta p_{str}}{\mu_t \left(\log \frac{R_c}{r_s} + \frac{s'_0}{2{,}3} \right)} =$$

$$= \frac{23{,}6 \cdot 0{,}5 \cdot 15 \cdot 10}{3 \left(\log \frac{150}{0{,}0762} + \frac{8{,}366}{2{,}3} \right)} = 85{,}118 \text{ m}^3/24 \text{ h}.$$

3. Căderea totală de presiune necesară pentru a obține același debit ca în cazul cînd stratul productiv nu este echipat cu filtru :

$$\Delta p_{\substack{str \\ total}} = \frac{Q_{t_{perf}} \mu_t \left(\log \frac{R_c}{r_s} + \frac{s'_0}{2{,}3} \right)}{23{,}6 \cdot k_t \cdot h_{str}} =$$

$$= \frac{179{,}11 \cdot 3 \left(\log \frac{150}{0{,}0762} + \frac{8{,}366}{2{,}3} \right)}{23{,}6 \cdot 0{,}5 \cdot 15} =$$

$$= 21{,}04 \text{ kgf/cm}^2 = 206{,}4 \text{ N/cm}^2.$$

4. Căderea de presiune suplimentară, necesară pentru compensarea efectului pseudoskin :

$$\Delta p_{\substack{str \\ supl}} = \Delta p_{\substack{str \\ total}} - \Delta p_{str} = 21{,}04 - 10 =$$

$$= 11{,}04 \text{ kgf/cm}^2 = 108{,}32 \text{ N/cm}^2,$$

sau :

$$\Delta p_{\substack{str \\ supl}} = \frac{Q_{t_{perf}} \mu_t}{23{,}6\ k_t h_{str}} \frac{s'_0}{2{,}3} =$$

$$= \frac{179{,}11 \cdot 3}{23{,}6 \cdot 0{,}5 \cdot 15} \cdot \frac{8{,}366}{2{,}3} = 11{,}04 \text{ kgf/cm}^2.$$

5. Debitul sondei perfecte din punct de vedere hidrodinamic (strat deschis, cu pereți neacoperiți) :

$$Q_{t_0\ perf} = \frac{Q_{t\,perf}}{b_t} = \frac{179{,}11}{1{,}2} = 149{,}26 \text{ m}^3/24 \text{ h}.$$

6. Debitul sondei imperfecte după modul de deschidere (strat echipat cu filtru) :

$$Q_{t_0\ imp} = \frac{Q_{t\,imp}}{b_t} = \frac{85{,}118}{1{,}2} = 70{,}93 \text{ m}^3/24 \text{ h}.$$

7. Coeficientul de imperfecțiune a sondei :

$$\delta = \frac{Q_{t_0\ imp}}{Q_{t_0\ perf}} = \frac{70{,}93}{149{,}26} = 0{,}475 \ (47{,}5\%),$$

sau :

$$\varphi = \frac{\log \frac{R_c}{r_s}}{\log \frac{R_c}{r_s} + \frac{s'_0}{2{,}3}} = \frac{\log \frac{150}{0{,}0762}}{\log \frac{150}{0{,}0762} + \frac{8{,}366}{2{,}3}} =$$

$$= 0{,}475 \ (47{,}5\%).$$

În concluzie, debitul cu care va produce sonda reprezintă 47,5% din debitul cu care ar fi produs aceasta dacă roca din care este alcătuit stratul productiv era bine consolidată și nu ar mai fi fost necesară instalarea unui filtru în sondă.

Observație. La aceeași concluzie se poate ajunge și calculînd raportul indicilor de productivitate, și anume :

$$R_p = \frac{I_{p\ efectiv}}{I_{p\ ref}} = \frac{8{,}51}{17{,}91} = 0{,}475 \ (47{,}5\%),$$

unde :

$$I_{p\ ref} = \frac{23{,}6\ k_t h_{str}}{\mu_t \log \frac{R_c}{r_s}} = \frac{23{,}6 \cdot 0{,}5 \cdot 15}{3 \log \frac{150}{0{,}0762}} =$$

$$= 17{,}91 \frac{\text{m}^3/24 \text{ h}}{\text{kgf/cm}^2},$$

$$I_{p\ efectiv} = \frac{23{,}6\ k_t h_{str}}{\mu_t \left(\log \frac{R_c}{r_s} + \frac{s'_0}{2{,}3} \right)} =$$

$$= \frac{23{,}6 \cdot 0{,}5 \cdot 15}{3 \left(\log \frac{150}{0{,}0762} + \frac{8{,}366}{2{,}3} \right)} = 8{,}51 \frac{\text{m}^3/24 \text{ h}}{\text{kgf/cm}^2}$$

Cazul 2. Strat anizotrop

Aplicînd aceeași metodologie de rezolvare ca în cazul precedent, se obțin următoarele rezultate :

1. $Q_{t\ perf} = 179{,}11 \text{ m}^3/24 \text{ h}.$
2. $Q_{t\ imp} = 66{,}01 \text{ m}^3/24 \text{ h}.$
3. $\Delta p_{\substack{str \\ total}} = 26{,}98 \text{ kgf/cm}^2 = 264{,}67 \text{ N/cm}^2.$
4. $\Delta p_{\substack{str \\ supl}} = 16{,}98 \text{ kgf/cm}^2 = 166{,}57 \text{ N/cm}^2.$
5. $Q_{t_0\ perf} = 149{,}26 \text{ m}^3/24 \text{ h}.$
6. $Q_{t_0\ imp} = 55{,}01 \text{ m}^3/24 \text{ h}.$
7. $\delta = 0{,}3685 \ (36{,}85\%).$

În concluzie, debitul cu care va produce sonda reprezintă 36,85% din debitul cu care ar fi produs aceasta dacă nisipul din care este alcătuit stratul productiv era bine consolidat și nu ar mai fi fost necesară instalarea unui filtru în sondă.

Concluzie generală

Din analiza efectuată rezultă, prin urmare, că prin instalarea în sondă, în dreptul stratului productiv, a unui filtru metalic se obține, pe de o parte, efectul dorit de reținere a nisipului în strat, însă, pe de altă parte, în prezența filtrului, debitul stratului (și al sondei) va fi diminuat în mare măsură. Astfel, în cazul instalării filtrului cu șlițuri, în cazul analizat aici, debitul sondei va fi diminuat cu 53,5%, iar în cazul instalării filtrului cu orificii, cu 52,5%, dacă se admite că stratul este izotrop, și cu 63,15%, dacă stratul este anizotrop.

Valorile obținute prin calcul, în exemplele prezentate, sînt, desigur, destul de mari, dar soluția instalării de filtre în sondă reprezintă o variantă mai acceptabilă în comparație cu cea în care stratul ar fi exploatat cu restricție pentru a nu se produce viituri de nisip, caz în care debitul realizabil ar fi mult mai mic.

Bibliografie

[1] Tocan, I. *Unele considerații privind efectele realizate prin instalarea filtrelor metalice simple în sondă, în dreptul stratului productiv.* Mine, Petrol și Gaze, **38**, nr. 4, 1987.

[2] Tocan, I. *Tehnologia extracției petrolului.* Partea I *Pregătirea sondelor pentru exploatare și punerea lor în producție*, I.P.G., Ploiești, 1978.

Asupra interacțiunii apei marine și de injecție cu unele gresii albiene

Prof. dr. ing. **I. D. Părcălăbescu**
șef lucr. dr. chim. **F. Manea**
asist. ing. **I. Nistor**

Institutul de Petrol și Gaze Ploiești

Apa marină este folosită în prezent ca agent de dezlocuire a țițeiului din zăcămînt. Practica a arătat că în anumite situații au apărut greutăți datorate, în principal, reducerii receptivității sondelor de injecție.

S-a apreciat [8; 10; 12; 13] că ar fi indicat să se cerceteze unele din cauzele care pot provoca reducerea receptivității colectoarelor petrolifere și, în această imagine, s-a elaborat și prezenta cercetare.

În tehnologia actuală a preparării apei marine, folosită ca agent de dezlocuire a țițeiului din zăcămînt, se practică clorinarea ei, în scopul îndepărtării materiei organice.

Să cercetăm ce se „mai întîmplă" în acest proces de clorinare.

Ca probă de referință s-a luat o probă de apă (trecută prin hîrtie de filtru) din Marea Neagră a cărei compoziție chimică, pentru principalii ioni, este redată în tabelul 1. S-a determinat și compoziția chimică a probei clorinate, redată în tabelul 1 și denumită apă de injecție. Aceste două ape se compară cu compoziția chimică a unei ape de zăcămînt, singenetică, cu colectorul grezos permeabil luat în cercetare.

Prin raportul concentrațiilor ionilor în cele trei ape s-a căutat să se pună în evidență faptul că (tab. 1) cele trei ape se diferențiază sensibil între ele, mai ales în ce privește participarea ionilor Mg^{2+}, Ca^{2+}, SO_4^{2-}, Cl^-.

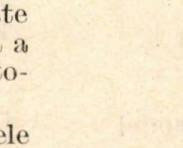
Care este explicația acestei situații?

Tabelul 1

Ionul / g/l	Compoziția chimică a apei de:			Raportul concentrațiilor ionilor		
	mare	injecție	zăcămînt	M/I	M/Z	I/Z
Na^+	1,6	1,2	4,805	1,37	0,36	0,28
K^+	0,16	0,15				
Ca^{2+}	0,24048	0,04008	0,0337	6,0	7,1	1,19
Mg^{2+}	0,75392	0,017024	0,0101	44,28	74,6	1,68
Cl^-	9,93	3,546	6,177	2,8	1,6	0,57
SO_4^{2-}	2,304	0,1646	0,2037	14,0	11,3	0,8

M — mare; I — injecție; Z — zăcămînt.

Clorinarea conduce [5] la formarea hipocloritului de magneziu:



în proporție foarte ridicată, pentru faptul că ionul de magneziu are o rază ionică mică și un potențial ionic ridicat, cum se poate observa în tabelul 2, situație ce facilitează formarea intensă a hipocloritului de magneziu. Îi urmează

Tabelul 2

Ionul	Raza ionică în Å	Potențialul ionic valența / raza ionică
Na^{+}	1,012	1,0
Ca^{2+}	1,051	1,90
Mg^{2+}	0,780	2,56

hipocloritul de calciu $Ca(ClO)_2$ și pe locul trei — hipocloritul de sodiu $Na(ClO)$.

Reducerea conținutului ionului SO_4^{2-} se datorează tot clorinării, după cum indică [15] ecuația :

$$Ca^{2+}_{(aq)} + 2Cl^{-}_{(aq)} + SO^{2-}_{4(aq)} \rightarrow CaSO_{4(aq)} + 2Cl^{-}$$

care deplasează echilibrul spre dreapta, cu intensitate, fapt ce conduce la formarea sulfatului de calciu, mai puțin solubil : ($Ps_{CaSO_4} = 1{,}2 \cdot 10^{-6}$), care se depune.

Din această sumară prezentare se observă că în procesul clorinării se schimbă substanțial „și compoziția ionică", fapt ce determină ca între „apa de injecție" și apa de zăcământ să apară diferențe însemnate în compoziția ionică, așa cum se ilustrează în tabelul 1.

În decursul timpului geologic între apa de zăcământ și mediul solid poros-permeabil al zăcămintelor de hidrocarburi s-a statornicit o stare de cvasiechilibru ionic, care poate fi dezechilibrată substanțial de către un nou fluid, a cărei compoziție ionică este discrepantă [8 ; 10 ; 12 ; 13]. Analizînd datele tabelului 1 se poate observa existența unei discrepanțe ionice, nu neglijabilă, între apa de injecție și apa de zăcământ.

Clorinarea exercită influență și asupra altor ioni, așa cum rezultă din analiza chimico-spectrală de emisie (tab. 3) a sărurilor obținute din

Tabelul 3

Compoziția chimică a sărurilor obținute din apele folosite în cercetare

PROBA	Ca	Mg		Na	Al	B	Si		Fe	Mn
	λ=2721,6Å	λ=2915,5Å	λ=2778,3Å	λ=2580,3Å	λ=3082,2Å	λ=2497,7Å	λ=2631,3Å	λ=2519,2Å	λ=2479,8Å	λ=2801,1Å
	Parametrul spectral $I_l - I_f$									
AM	0,4	2,9	13,5	5,0	9,6	2,2	-	6	1	-
AI	-	-	6,9	5,6	11,4	3,2	3,1	15,4	2,6	3,1
%	10	10	0,3	30	0,003	0,001 -0,01	0,1 - 0,3	0,001 - 0,003	0,3 - 1,0	0,001 - 0,003

AM-apa de mare, AI-apa de injecție

apa de mare și apa de injecție. Analiza datelor ilustrează o „îmbogățire" a apei de injecție cu siliciu, aluminiu, bor, fier, mangan, ca să ne referim doar la acești ioni.

Consecința îndepărtării ionilor anterior menționați este și reducerea densității apei de injecție prin raport cu apa de mare (tab. 10).

Clorinarea determină și alte variații structurale (tab. 10) : dacă apa de mare era bazică ($pH = 8{,}1$), după clorinare a devenit acidă ($pH = 6{,}25$). Noua stare de echilibru a mai determinat și o sensibilă variație a conductivității electrice, de la 21,52 mS, pentru apa de mare, la 30,935 mS, pentru apa de injecție.

Colectorul aflat în stare de cvasiechilibru cu apa de zăcământ este o gresie cu ciment marnos. Alcătuirea chimico-mineralogică a colectorului este pusă în evidență prin analiza roentgenostructurală și prin analiza chimico-spectrală de emisie, metoda semicantitativă.

Difractograma de raze X din figura 1 pune în evidență prezența următoarelor rețele cristaline : cuarț, în proporție ridicată, apreciind după intensitatea parametrilor spectrali caracteristici de la 3,34 Å și 4,24 Å (tab. 4), calcit (3 Å) în subordonare, zeolit (3,18 Å) și zeolitul calco-sodic gismondit (3,24 Å), cu participări modeste. Particulele mai grosiere ale cuarțului, zeoliților și calcitului sînt liate de masa fină a particulelor mineralelor argiloase, din care (fig. 1 și tab. 4) ponderea mai ridicată revine structurii mixte de interstratificație ordonată clorit-montmorillonit [16] de tip (7—14 s), căreia i se asociază celelalte structuri de interstratificație menționate în tabelul 4. În grupa argilelor se mai întîlnesc și rețele de tip cloritic (7 Å), illitic (10 Å) și montmorillonite (9,6 — 22,6 Å), din care o participare de reținut o are nontronitul (14,7 Å). Pentru a ilustra mai evident gradul de participare a cuarțului în difractograma *e* din figura 7, prin parametrii aleși la difractometru, s-a pus în evidență certă parametrii specifici cuarțului : 3,34 Å și 4,24 Å ; primul cuprins în întregime în scara completă a potențialului înregistrator, din care se poate observa subordonarea calcitului, a rețelelor mineralelor argiloase și pe ultimul loc prezența zeoliților.

Difractograma de raze X din figura 2 indică o participare mai redusă, prin comparație cu difractograma anterioară, a cuarțului, apreciind după amplitudinea pik-ului 4,24 Å, mai crescută a calcitului (lățimea pik-ului de la 3 Å), zeoliții au o participare foarte redusă, iar rețelele cristaline ale mineralelor argiloase, indicate în tabelul 4, au o participare evidentă, cu nuanțarea că în această probă ele se află într-un procent mai crescut, prin raport cu proba anterioară.

Cu acest fond mineralogic să observăm indicațiile analizei spectrale de emisie (tab. 5), executate la spectrograful cu rețea plană P.G.S.—2—Zeiss, după metodologiile preconizate în lucrările [2 ; 4 ; 7]. Într-un domeniu de partici-

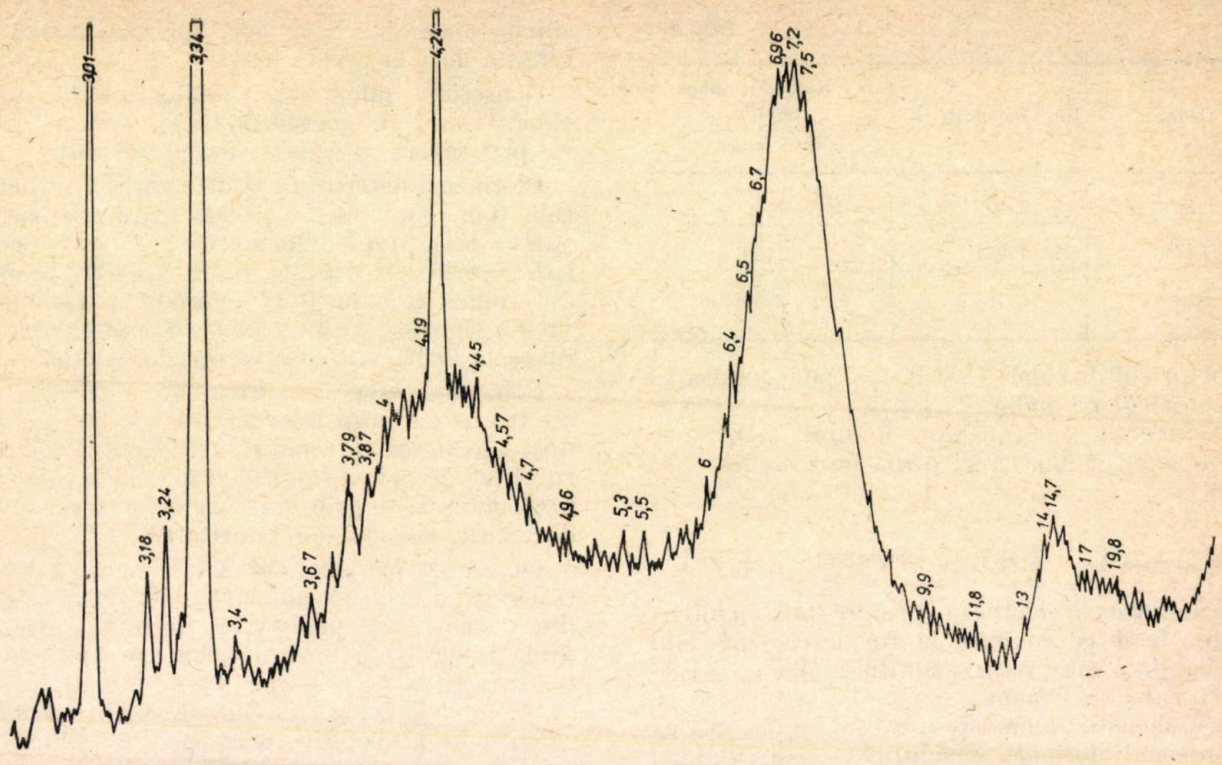


Fig. 1. Difractograma de raze X a probei *A*

Serii de difracţie a razelor X la probele netratate

Tabelul 4

				ZEOLITI				ARGILE																	
																Interstratificări mixte									
Cuarţ	SiO_2	Calcit	$CaCO_3$	Zeolit	$(CaNa_2)[Al_2Si_2O_{10}]2H_2O$	Gismondit	$(CaK_2)[Al_2Si_2O_{10}]4H_2O$	Illit	$K_{\alpha}(AlFe)_2[OH][AlSi_3O_{10}]nH_2O$	Clorit	$(MgFe)_{6-2x}(AlFe)_{2x}[OH]_8[Si_{4-2x}Al_{2x}O_{10}]$	Montmorillonit	$Al_2(OH)_2[Si_4O_{10}]mH_2O$	Nontronit		I + C + M (10 + 14 + 14)Å		C - Cu (14 - 14,4)Å		C - M (14 - 18)Å		(14C - 14M)$_N$Å		C - M (7 - 14s)Å	
																38	fp								
																				32	fp				
																		28,4	fp			28	fp		
																19	m								
																				16	m				
										14	m			14,7	fp			14,2	m			14	m	14	s
												13,1	fp												
																12,7	m								
												11,8	fp												
																				10,7	s				
								9,9	p							9,5	m	9,7	p						
																						9,1	p		
				8,11	10															8,0	m				
						7,3	10									7,6	s								
				7,16	10					7,0	fp							7,1	p					7,0	fp
																						6,7	p		
				6,43	6															6,4	s				
												6,2	s			6,3	p								
																5,4	s			5,3	m	5,5	m		
						4,9	6	4,9	m	4,7	s					4,8	s	4,7	m			4,9	m		
								4,45	p					4,5	p					4,6	s				
4,24	3,5					4,19	8									4,2	s								
				4,07	6															4,0	m				
								3,87	m			3,82	s			3,8	m								
				3,51	4	3,55	4			3,5	m			3,5	s			3,5	s			3,5	s		
																3,4	s			3,4	s				
3,34	10							3,35	fp					3,3	s									3,3	fp
						3,24	10									3,2	s			3,2	m				
				3,18	10							3,15	s												
		3,0	10			2,99	4					3,09	s												

Cu-clorit care umflă; fp-foarte puternic; p-puternic; m-mediu; s-slab.

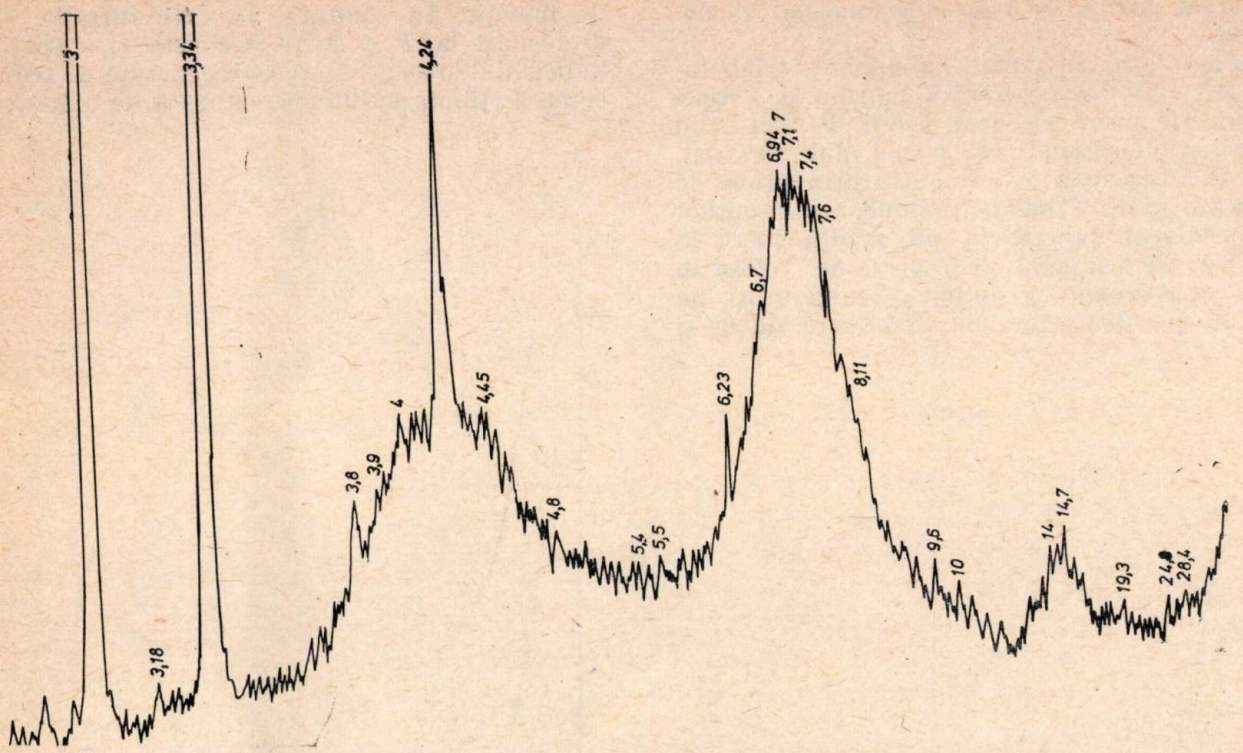


Fig. 2. Difractograma de raze X a probei *B*

Analiza chimico-spectrală la probele netratate *Tabelul 5*

PROBA	LITOLOGIA	Si	Al	Ca	Mg	Fe	Mn	Na	K	Li	Ti	V	Ni	Cr	B	Be	Cu	Ga	Sr	Zr	Pb	Ta	Re
		λ=2577,1Å	λ=3050,1Å	λ=2721,6Å	λ=2778,3Å	λ=2990,4Å	λ=2933,1Å	λ=3303,0Å	λ=3217,0Å	λ=3232,6Å	λ=3186,4Å	λ=3185,4Å	λ=3414,8Å	λ=3014,9Å	λ=2497,7Å	λ=3131,1Å	λ=3273,9Å	λ=2943,6Å	λ=3464,5Å	λ=3438,2Å	λ=2833,1Å	λ=2933,5Å	λ=3460,5Å
		Parametrul spectral $I_1 - I_1$																					
A	g	5,8	6,7	11,8	13,4	0,9	1,2	12	4,2	1,4	11,2	8,4	-	-	1,9	-	8,8	0,5	0,6	-	-	-	-
B	gm	1,2	4,7	12,8	12,4	1,1	7,6	8,1	4,1	1,5	11,3	10,7	0,9	-	2,9	0,9	10,9	1,0	-	-	-	0,7	0,6
Particip. procent.		30	30	10	0,3	3	0,1-0,3	0,3	0,3-1,0	0,1	0,03	0,03	0,003	0,03	0,001-0,01	0,001	0,003	0,001	0,3	0,003-0,01	0,03	0,03	0,001-0,01

pare de 30%, siliciul indică prezența atît a silicaților, dar și a cuarțului în proporții însemnate, atestînd indicațiile difractogramelor de raze X. Borul și beriliul, avînd relații de substituire cu siliciul, în silicați, paralelizează participarea ultimului [11]. Participarea aluminiului în gama a 30% arată că alumino-silicații au o participare însemnată, subliniată și de participarea litiului și galiului. Calciul, în gama a 10%, indică [7 ; 14 ; 16 ; 17] prezența calcitului, a zeoliților calco-sodici, precum și a montmorillonitelor calco-sodice. Stronțiul, substituindu-se cu calciul, resubliniază participarea ultimului. Fierul, paralelizat cu participarea magneziului, subliniază prezența cloritelor fero-magneziene, dar și a nontronitului, iar potasiul, în gama indicată, pune în evidență prezența illitului. Sodiul, manganul, vanadiul, nichelul, în gamele sugerate, subliniază prezența montmorillonitelor.

Coroborînd analiza roentgenostructurală cu cea chimico-spectrală de emisie se poate menționa că probele luate în studiu aparțin categoriei gresie, cu nuanțarea că proba *B* are un conținut mai ridicat de minerale argiloase. De altfel, aceste minerale argiloase formează liantul particulelor mai grosiere : cuarț, zeoliți și calcit.

Tabelul 6

Variația pe trepte a indicelui de receptivitate $10^2(\Delta IR/\Delta t)$, în cm³/bar·min

APA	DE MARE						DE INJECȚIE					
PROBA	B			A			B			A		
Temp.,°C	20	50	100	20	50	100	20	50	100	20	50	100
I-treaptă	5,19	3,03	1,33	1,55	1,92	2,55	2,55	2,08	6,04	2,62	5,46	4,62
II-treaptă	0,47	0,6	0,57	0,46	0,67	0,73	0,75	1,08	1,83	0,75	3,67	3,0
III-treaptă	-	0,17	0,17	-	0,25	0,67	-	0,55	0,48	-	1,92	0,78
P_{inj}=ct	60 bar						55 bar					
Δp=ct	4	4	10	6	4	5	3	3	3	5	3	3
Red. IR	2,33	38,3	14,25	8,6	12,5	14,6	6,15	4,58	10,35	13,45	11,68	13,8

În concluzie mediul solid poros-permeabil este un mediu puternic polar, polaritate imprimată de participarea însemnată a rețelelor

cristaline polare ale montmorillonitului și clo-ritului.

Cu aceste medii polare s-a simulat în laborator [12; 13] filtrarea apei marine și a celei de injecție prin cele două gresii. Pentru a nu complica microstructural și mai mult sistemul, apa de filtrație a fost împinsă prin probe de către azotul din tubul de presiune, azotul putînd fi considerat practic ca un mediu inert, la nivelele de temperatură și presiune folosit în acest experiment, și anume: temperaturi de 20; 50 și 100°C, presiuni de intrare de 60 și

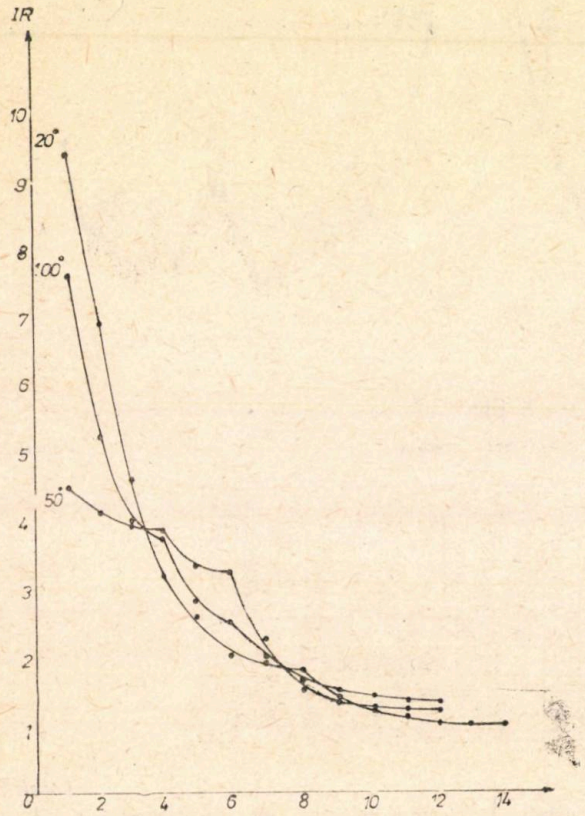


Fig. 3. Variația indicelui de receptivitate în timp pentru proba *A* tratată cu apă de mare

55 bar, cu căderi de presiune asupra probelor cuprinse între 3 și 12 bar, așa cum se indică în tabelul 6. S-au ales nivelele de temperatură indicate pentru a ilustra legitatea influenței temperaturii, pentru că la 50°C apa prezintă o alcătuire structurală specifică [3; 12; 13] și s-a apreciat că la 100°C filtrarea apei se va comporta în mod distinct.

S-a urmărit variația pe trepte a indicelui de receptivitate, funcție de tipul de apă și de temperatură, date consemnate în tabelul 6 și ilustrate în figurile 3—6. Din analiza reprezentărilor grafice și a datelor de comportare se desprinde că apele experimentului au generat reduceri însemnate ale indicelui de receptivitate (între 4,58 și 38,3). Se poate reține că apa de mare s-a comportat distinct față de apa de injecție. În condițiile în care filtrația s-a desfășurat la T, p și Δp = constanți, variația indicelui de receptivitate este generată de reducerea secțiunii de filtrație, cauzată de umflarea

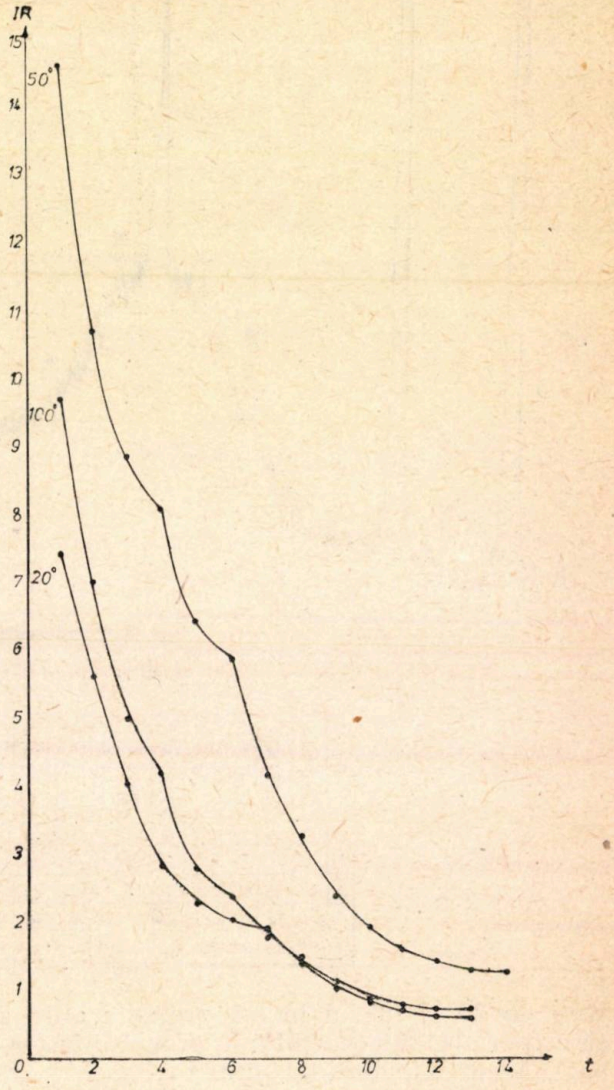


Fig. 4. Variația indicelui de receptivitate în timp pentru proba *A* tratată cu apă de injecție

structurilor cristaline polare ale mineralelor argiloase, care tapetează spațiul de pori [9], prin contact cu fluidele polare ale injecției, care au altă compoziție chimică, mai cert alte concentrații ionice (tab. 1 și 8), prin comparație cu apa de zăcămînt, singenetică cu roca.

Pentru a demonstra umflarea rețelelor cristaline polare, în figurile 7 și 8 se prezintă difractogramele de raze X, care, comparate cu roentgenogramele probelor netratate (fig. 1 și 2), ilustrează umflarea acestor rețele cristaline polare. Analizarea unor serii de difracție a razelor X (tab. 7) pune în evidență umflarea rețelelor cristaline de interstratificație mixtă, cu 3 Å pentru rețeaua C—Cu+, iar pentru componenta montmorillonitică (M+) cu mărimi

mult mai mari, ajungîndu-se cu M+ pînă la 25 Å. La montmorillonite, rețele mono, umflarea este însemnată, după indicațiile difractogramelor, concordante cu datele literaturii de specialitate [16; 17].

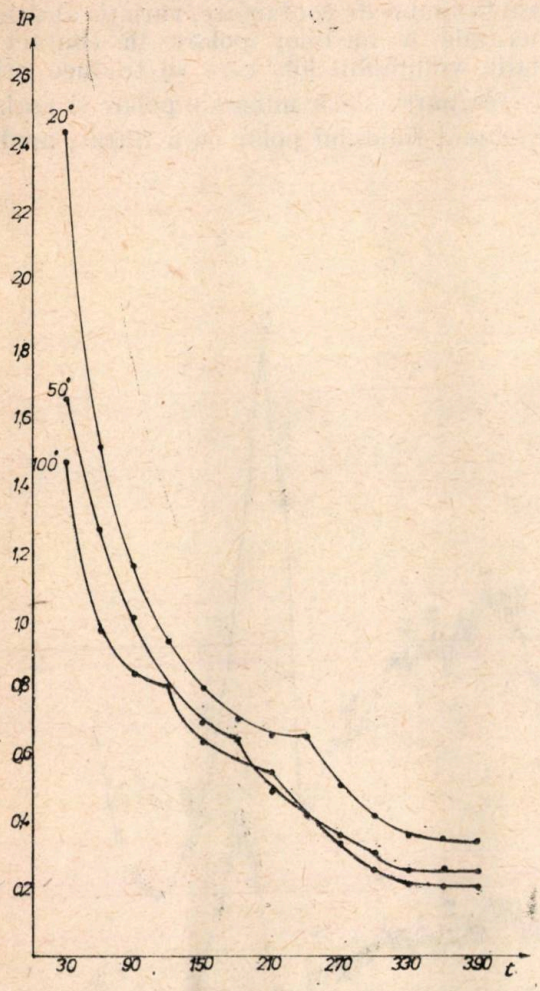


Fig. 5. Variația indicelui de receptivitate în timp pentru proba *B* tratată cu apă de mare

Difractogramele fiind executate în aceleași condiții de lucru la difractometru, rezultă că variabili rămîn doar parametrii de difracție *d/n* și *I*, care ilustrează variațiile structurale ale celulelor elementare ale rețelelor cristaline polare, variații determinate de schimbul ionic, schimb ce a generat creșterea volumelor celu-

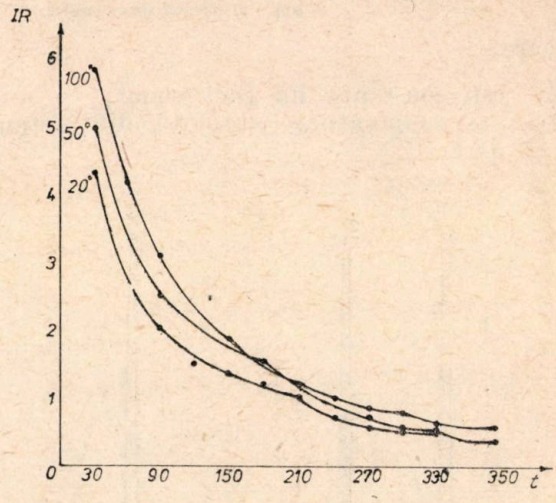


Fig. 6. Variația indicelui de receptivitate în timp pentru proba *B* tratată cu apă de injecție

Serii de difracție a razelor X la probele tratate *Tabelul 7*

hkl	I – C – M + (10 + 14 + 20)Å	C – M + (14 + 25)Å	C – Cu + (28,4 + 3) Å
001	44,0	39,0	31,4
002	22,0	19,5	15,7
003	14,7	13,2	10,6
004	11,0	9,7	7,8
005	8,8	7,8	6,3
006	7,3	6,5	5,2
007	6,3	5,6	4,5
008	5,5	4,8	3,9
009	4,9	4,3	3,5
0010	4,4	3,9	3,14

lelor elementare și variații în densitatea electronică din interplanele de stratificație [1].

Mediile în contact, s-a arătat anterior, sînt polare, adică active în schimbul ionic, care se

Concentrația ionilor la interfață *Tabelul 8*

APA								ROCA				
Fe^{2+}		Mg^{2+}		Ca^{2+}		Na^{+}		Na^{+}	Ca^{2+}	Mg^{2+}	Fe^{2+}	Proba
M	I	M	I	M	I	M	I					
– / 1,0	– / 2,6	13,6	6,9	0, 4	–	∞ / 5,0	∞ / 5,6	8,6 / 12,0	12,4 / 11,8	12,4 / 13,4	1,1 / 0,9	B / A
M – apă de mare I – apă de injecție								3302 / 2680	2721	2778	2990 / 2479	λ, în Å
Participarea procentuală a ionilor								0,3 / 30,0	10	0,3	3,0 / 0,3 – 1,0	

modelează [6; 8; 10; 12; 13] prin ecuaţia de schimb ionic:

$$E = \frac{KT}{Z_+} \ln \frac{C_2}{C_1 + C_2}\Big|_{\substack{p=\text{ct.}\\ \Delta p=\text{ct.}\\ V\neq\text{ct., al incintei simulatorului,}}}$$

în care:

K este constanta lui Boltzmann;
T — temperatura absolută din sistem;
Z_+ — sarcina ionului, ale cărui concentraţii la interfaţa mediilor în contact sînt date de mărimile C_1 şi C_2 (tab. 8).

Legea conservării energiei va aduce, de-a lungul timpului de contactare, variaţia alcătuirii structurale a mediilor polare în contact şi variaţia volumului lor, care se traduce prin: umflarea particulelor minerale polare şi variaţii în volumul fluidului polar ce a filtrat, modifi-

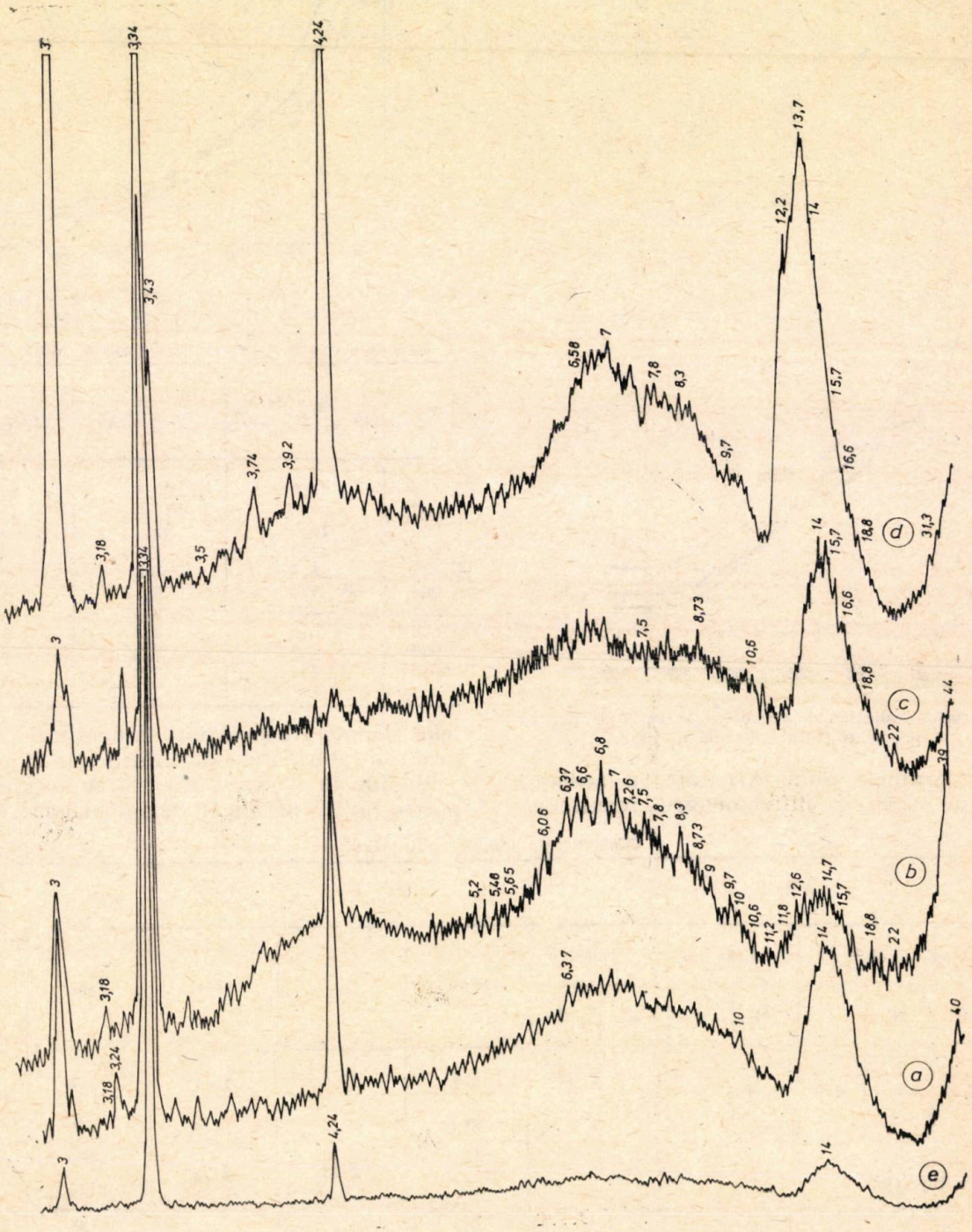


Fig. 7. Difractograme de raze X pentru probele tratate cu apă de mare

cări în compoziţia chimico-structurală a celulelor elementare ale reţelelor polare (tab. 9) şi modificări în alcătuirea chimico-structurală a fluidelor ce au filtrat, aşa cum se poate observa din datele tabelului 10. Din analizele chimico-structurale, anterior prezentate, se poate reţine că proba *B* are mai multă argilă, prin comparaţie cu proba *A*, ultima are mai multe particule minerale de cuarţ, zeoliţi, calcit decît proba *B*. Proba *B* are mai multe structuri cloritice decît proba *A*, în schimb proba *A* are mai multe montmorillonite decît proba *B*.

Proba *B*, tratată cu apă de mare la 50°C (fig. 7*b*), schimbă intens ionii schimbabili din montmorillonite şi cloritele care umflă. Una din reţelele de interstratificaţie mixtă *I—C—M* a umflat aşa de intens, încît primul plan bazal a ajuns la 44 Å; altă reţea din grupul *C—M* a ajuns cu primul plan bazal la 39 Å. Reţeaua C—Cu, în subordonare, pune în evidenţă planul (002) la 15,7 Å, adiţionînd doar 3 Å, pentru că, din cauza alcătuirii structurale, cloritele care umflă nu pot adiţiona [6; 8; 10; 12; 13; 16; 17] fluide polare decît pînă la 4 Å. Reţelele mono ale montmorillonitelor au umflat, ajungînd cu primele plane bazale la 22 Å, 18,8 Å, 12,6 Å, mărimi concordante cu datele literaturii de specialitate [16; 17]. Consecinţă a legităţilor schimbului ionic [6; 8; 10; 12; 13] Na^+ a ieşit din reţelele polare (tab. 9 şi 10), la fel şi Ca^{2+}, iar Mg^{2+} a intrat în reţelele polare, fapt ilustrat de creşterea parametrului spectral $I_t - I_f$, pentru Mg, din tabelul 9, pentru că în fluidul polar al injecţiei (tab. 8) ionul Mg^{2+}

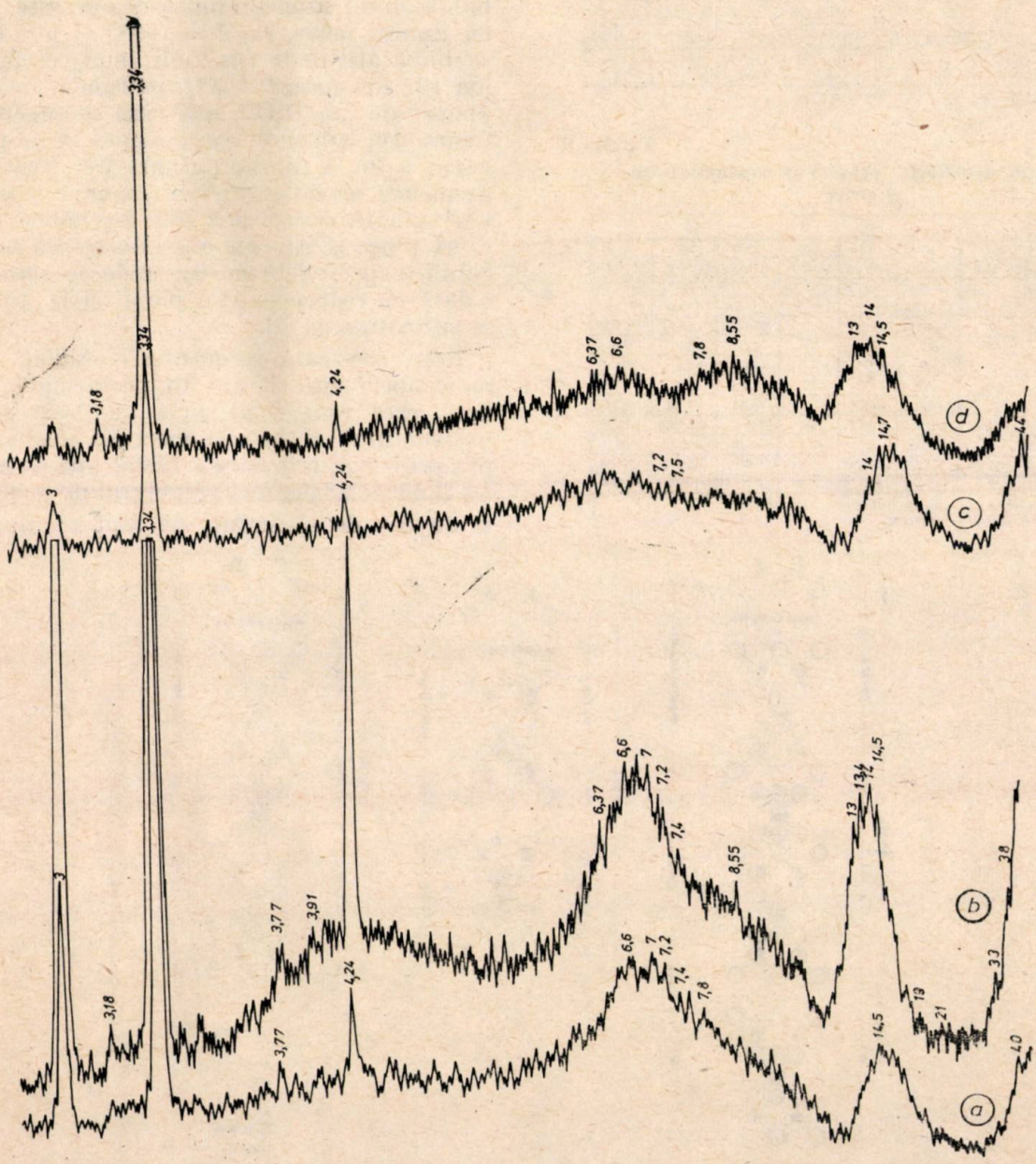


Fig. 8. Difractograme de raze X pentru probele tratate cu apă de injecţie

Tabelul 9

Analiza chimico-spectrală la probele tratate

PROBA	Tratată cu...	La temp. de...°C	Na λ=3303,0 Å	Ca λ=27216 Å	Mg λ=2778,3 Å	Fe λ=29904 Å	Fe λ=2479,8 Å	Li λ=3232,6 Å	K λ=3217,0 Å	Mn λ=2933,1 Å	Mn λ=2801,1 Å	Al λ=3050,1 Å	Si λ=2577,1 Å	Si λ=2568,6 Å
			Parametrul spectral $I_1 - I_1$											
B	AM	20	6,3	11,3	13,3	-	10,8	0,5	10,7	0,9	12,8	1,4	-	2,5
		50	6,7	10,3	13	-	10,3	0,6	10,3	0,5	12,5	1,1	-	3,3
		100	6,1	9,4	12,8	-	10,5	-	10,4	0,5	12,3	1,1	-	3,1
	AI	20	6,4	9,6	12,7	-	9,9	-	9,5	0,6	12,2	0,6	-	3,3
		50	8,3	10,2	12,9	-	10,5	0,4	9,5	0,6	12,3	0,9	-	3,7
		100	6,4	8,9	12,7	-	10,2	-	8,8	-	12,5	0,9	-	3,4
A	AM	20	8	4,8	12,5	-	11	-	9,4	-	11,9	1,7	1,3	7,4
		50	9,9	7,8	12,9	-	11,7	0,6	10,4	-	12,7	3	2,2	9
		100	10,3	7,8	13	-	11,5	-	8,4	-	12,7	3,3	2,4	9,1
	AI	20	10,4	8,3	13,1	-	11,6	0,6	9,7	-	12,7	3,4	2,3	9
		50	10,3	9	12,8	-	11,6	0,6	9,3	-	12,7	3,4	2,3	9
		100	11,8	9,9	13	-	11,8	0,9	9,9	-	13,2	5,7	3,2	9,6
Estimarea participării procent.			0,3	10	0,3	3	0,3 -1,0	0,1	0,3 -1,0	0,1 - 0,3	0,001	30	30	1,0

AM-apă de mare, AI-apă de injecție

Tabelul 10

Variația densității, pH-ului și conductivității electrice

PROBA				B			A		
TEMPERATURA °C				20	50	100	20	50	100
AM	δ	g/ml	1,01410	1,0099	1,01156	1,01137	1,01098	1,01017	1,01094
	Δδ	g/ml	0	-0,0042	-0,00254	-0,00273	-0,00312	-0,0034	-0,00316
AI	δ	g/ml	1,0100	1,01856	1,0153	1,0155	1,01438	1,0162	1,0155
	Δδ	g/ml	0	+0,00856	+0,0053	+0,0055	+0,00438	+0,0062	+0,0055
AM	pH	-	8,1	8,5	8,3	8,5	8,5	8,3	8,5
	ΔpH	-	0	+0,4	+0,2	+0,4	+0,4	+0,2	+0,4
AI	pH	-	6,25	6,5	6,7	7,0	6,5	6,7	7,0
	ΔpH	-	0	+0,25	+0,45	+0,75	+0,25	+0,45	+0,75
AM	K	mS	21,52	16,14	21,52	22,19	16,14	22,596	22,596
	ΔK	mS	0	-5,38	0	+0,67	-5,38	+1,076	+1,076
AI	K	mS	30,935	32,28	34,2975	33,356	31,6075	32,549	32,28
	ΔK	mS	0	+1,345	+3,3625	+2,421	+0,8725	+1,614	+1,345

AM-apa de mare; AI-apa de injecție; δ - densitatea; K-conductivitatea electrică.

era în concentrație mai mare decît în rocă. Nontronitul a pierdut mult din fier și mangan. Analiza chimico-spectrală (tab. 9) arată că pentru proba tratată cu apă de mare la 100°C pierderea, îndeosebi a ionilor de Na^+, Ca^{2+}, Mg^{2+}, este mai accentuată. Pierderea mai intensă a ionilor s-a răsfrînt în variația parametrilor celulelor elementare ale rețelelor cristaline polare și noi serii de difracție au apărut, la fel și variații în intensitățile razelor X difractate, așa cum ilustrează difractograma *7d*, unde puternicul pik de la 13,7 Å indică intensa umflare a componentei montmorillonitice din interstratificarea de tip $I-C-M$, a cărei densitate de electroni în planul cu $d/n = 13{,}7$ Å s-a redus. În interplanele rețelelor cu componenta montmorillonit (fig. 9) se află ionii schimbabili care, atunci cînd rețeaua este tratată cu fluidul polar, la $T = 100$°C și $p = 60$ bar, schimbă atît de intens ionii, încît cel mai activ ion [3] din natură $H_9O_4^+$ pătrunde în cele „n plane" de „m H_2O", așa cum se sugerează în figura 10, aducînd componenta M+ pînă în gama a 30 Å (difractograma *7d*). Tratarea la asemenea nivele energetice conduce și la acționări asupra octaedrilor (fig. 9), făcînd ca din ei să plece și Al, așa cum ilustrează analizele chimico-spectrale (tab. 9), unde se observă că o dată cu reducerea Al a plecat și Li, care [11] se substituie cu Al.

Rolul pe care structura cristalină de tip montmorillonitic îl are în problematica abordată este resubliniat prin analizele roentgenostructurală și chimico-spectrală efectuate asupra probei *A*, prin care a filtrat apa de injecție, un fluid polar distinct structural de apa marină și de cea de zăcămînt, de fapt un fluid acid

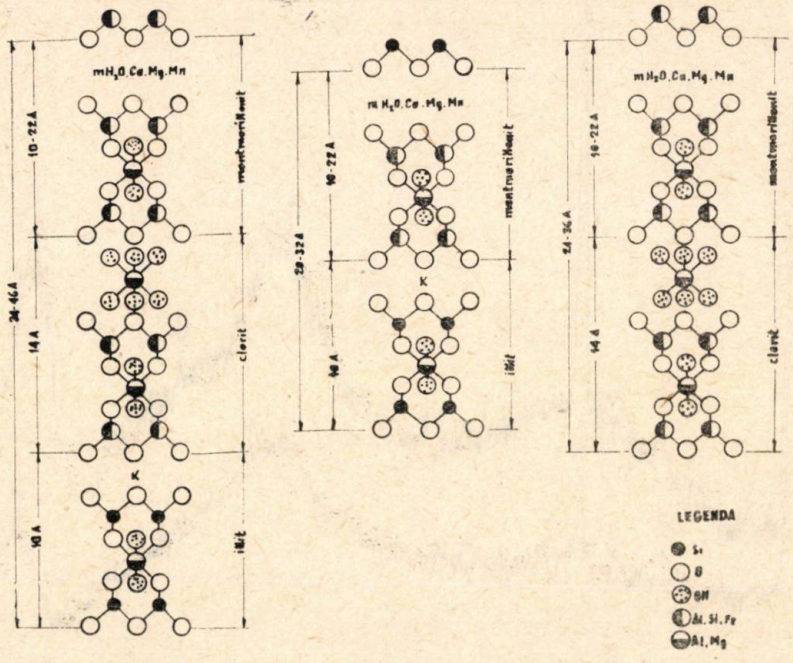


Fig. 9. Scheme ale rețelelor cristaline de interstratificație mixtă ordonată

(tab. 10), total discrepant ionic față de roca reală a zăcămîntului (tab. 5). Filtrarea apei de injecție a condus la scoaterea mai intensă a Na^+ din rețelele polare și, de asemenea, a Ca^{2+} și, spre deosebire de proba *B*, și a Mg^{2+}, consecință

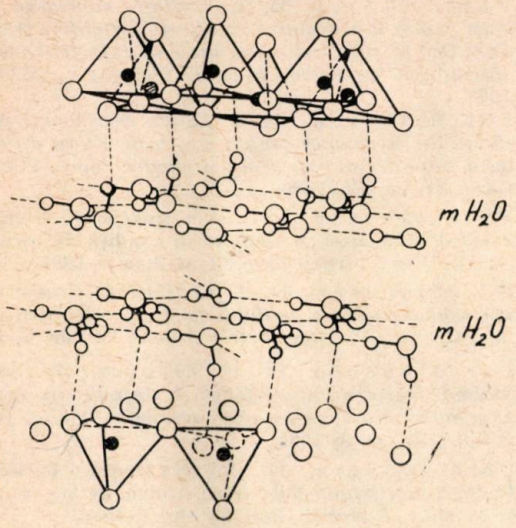


Fig. 10. Schema poziționării apei în interplanele montmorillonitului

a discrepanței ionice pentru Mg, oglindită în tabelul 8. Ionul Mg^{2+}, pe post de ion schimbabil, la intensitatea cu care a plecat (tab. 9) poate proveni și din acționarea asupra octaedrilor (fig. 9) în procesul de filtrare. Montmorillonitele au pierdut substanțial ionii de Na^+, Ca^{2+}, Mg^{2+}, Fe^{2+}, Mn^{2+}, iar în locul lor, în interplane, a pătruns protonul hidratat $H_9O_4^+$, a umflat puternic celulele elementare, generînd noi serii de difracție, în care planul (001) se află între 38—44 Å (difractogramele 8*a*, 8*c*). La temperatura de 50°C schimbul ionic apare mai intens (tab. 6; 9 și 10), prin raport cu cel de la 100°C, situație ce se poate explica prin concentrația ionică mai scăzută a apei de injecție (tab. 1 și 8) și prin faptul că atunci cînd în sistem crește ponderea moleculei de apă, prin raport cu celelalte elemente chimice, schimbul ionic trece ca influență de partea moleculei de apă, amplificînd schimbul ionic [6], apa avînd și o activitate specifică la temperatura de 50°C [3; 12; 13].

„Pătrunderea apei" mai substanțial în interplanele montmorillonitelor și influența deosebit de substanțială a protonului hidratat $H_9O_4^+$ afectează intens cristalinitatea rețelelor, fapt pus în evidență de difractogramele 8*c* și 8*d*, cu pik-uri slab expresive, cu plane *d/n* „lărgite".

Apa acidă de injecție (p*H* = 6,25) la temperatura de 100°C, și presiunea de 55 bar a acționat intens și asupra calcitului, asupra zeoliților și chiar asupra cuarțului [12] (difractograma 8*c*), nu numai asupra argilelor, și de aceea și pierderea de Si, Al, Li, oglindită în tabelul 9.

Modificări substanțiale structurale au suferit și fluidele de filtrație, care au trecut prin probele polare, așa cum demonstrează datele din tabelul 10.

Densitatea apei de mare în procesul clorinării și-a redus mărimea, așa cum s-a arătat anterior, iar în procesul de filtrație prin probele polare fluidul și-a modificat, în continuare, densitatea, așa cum se ilustrează în tabelul 10. Apa de mare, filtrînd prin mediul solid poros-permeabil-polar, și-a redus densitatea, în mod specific la temperatura de 50°C, consecință a alcătuirii structurale și activității apei la această temperatură [3; 12; 13]. Aceasta ilustrează faptul că în procesul de filtrație a avut loc un schimb de ioni între mediile polare în contact. După procesul de filtrație apa a devenit mai bazică pe seama Na, Ca, Mg, Fe, Mn, p*H*-ul apei ieșite din carote a crescut și, în mod specific, pentru temperatura de 50°C (tab. 10). Consecință a schimbului ionic, noua stare de echilibru, în apa ieșită din probe, a modificat și mărimile conductivității electrice.

Apa de injecție acidă (p*H* = 6,26), filtrînd prin probe, își crește p*H*-ul pînă la starea neutră, pentru ambele probe la temperatura de 100°C. Aceasta este o concludentă ilustrare a trecerii ionilor din rocă în fluidul de injecție. Noua stare de echilibru din apa ieșită din probe a determinat și variațiile conductivității electrice.

Analizele structurale folosite în prezenta cercetare ilustrează clar schimbul de ioni, care a avut loc în procesul de filtrare în simulator, consecința fiind umflarea particulelor minerale ale rețelelor cristaline polare, particule care tapetează spațiul de pori generat de particulele minerale mai grosiere și mai stabile în procesul simulat.

Umflarea rețelelor polare determină reducerea spațiului de pori, generînd și reducerea permeabilității și, implicit, a indicelui de receptivitate, așa cum s-a ilustrat în tabelul 6 și în figurile 3—6.

În baza legităților schimbului ionic, în condiții de zăcămînt, rezultă că dacă între mediul solid poros-permeabil-polar și fluidele polare care-l contactează nu sînt diferențe de sarcini ionice (Z_+) și nici de concentrații ($C_1 = C_2$), cînd ceilalți parametri ai ecuației de schimb ionic rămîn invariabili, schimbul ionic nu poate avea loc și deci nici rețelele cristaline polare nu umflă, ca atare secțiunea de filtrație a spațiului poros-fisurat-permeabil rămîne invariabilă.

Această constatare prezintă un deosebit interes pentru practica injectării apei în zăcămînt în procesul dezlocuirii țițeiului de către apă sau în exploatarea zăcămintelor de ape geotermale.

De aceea s-a formulat concluzia [10] că numai apa singenetică este cel mai adecvat dezlocuitor al țițeiului în condiții de zăcământ, și că nepăstrarea echilibrului ionic în condiții de zăcământ în procesul de injecție [12; 13] conduce la blocarea fizico-chimică a spațiului de pori-fisuri.

Prezenta cercetare mai pune în evidență faptul că tehnologia clorinării apei de mare nu poate forma o apă de injecție similară structural și funcțional apei de zăcământ și, ca atare, unica soluție, în baza legităților schimbului ionic, este utilizarea apei singenetice, cu condiția ca în această utilizare să fie păstrat echilibrul ionic din condițiile inițiale din zăcământ, pentru că de-a lungul timpului geologic între mediul solid poros-permeabil-polar și apa de zăcământ a singenezei s-a stabilit un cvasiechilibru ionic, singurul care asigură invariabilitatea spațiului poros-permeabil-polar în procesul de exploatare.

Bibliografie

[1] Agarwal, B. K. *X-ray spectroscopy*. Springer-Verlag, New York, 1979.

[2] Ahrens, L. H., Taylor, S. R. *Spectrochemical analysis*. II-nd edition. Addison-Wesley Publ. Co., London,1961.

[3] Horne, R. A. *Marine chemistry*. Wiley Interscience, New York, 1969.

[4] Kler, M. M. *Polukolicestvenîi spektralnîi analiz mineralnovo sîria*. Izd. Leningradskovo Universiteta, 1960.

[5] Pauling, L. *Chimie generală*. Ed. științifică, București, 1972.

[6] Pârcălăbescu, D. I. *Schimbul ionic între mineralele argiloase prezente în unele structuri gazeifere și fluidele cu care vin în contact*. Buletinul Institutului de petrol gaze și geologie. București, v. XXIII, 1971.

[7] Pârcălăbescu, D. I. *Determinarea compoziției chimice a mediului solid din neogenul structurii petrolifere Moreni-Gura Ocniței*. Chimie analitică, 2, nr. 3, 1972.

[8] Pârcălăbescu, D. I. *Umflarea mineralelor argiloase polare din dacianul structurii petrolifere Moreni-Gura Ocniței prin contact cu apele de injecție*. Buletinul Institutului de petrol și gaze, Ploiești, v. XXVIII, 1978.

[9] Pârcălăbescu, D. I. *Câteva considerații fizico-chimice și geochimice asupra gresiei de Kliwa a colectorului petrolifer din structura Geamăna*. Mine, Petrol și Gaze, **31**, nr. 12, 1980.

[10] Pârcălăbescu, D. I. Apa singenetică — cel mai adecvat dislocuitor al țițeiului în condiții de zăcământ (I, II). Mine, Petrol și Gaze, **32**, nr. 3, nr. 8, 1981.

[11] Pârcălăbescu, D. I. *Considerații fizico-chimice și geochimice asupra mediului solid din meoțianul structurii Oprișenești*. Mine, Petrol și Gaze, **32**, nr. 5, 1981.

[12] Pârcălăbescu, D. I., Nistor, I. *Asupra reducerii receptivității sondelor de injecție în exploatarea unor zăcăminte de ape geotermale*. Mine, Petrol și Gaze, **35**, nr. 8, 1984.

[13] Pârcălăbescu, D. I., Nistor, I. *Asupra păstrării echilibrului ionic în injectarea apelor în zăcământ*. Mine, Petrol și Gaze, **38**, nr. 3, 1987.

[14] Sand, L. B., Mumpton, F. A. *Natural zeolites*. Pergamon Press, 1978.

[15] Săndulescu, D. *Chimie fizică*. Ed. științifică, București, 1972.

[16] Thorez, J. *Phyllosilicates and clay minerals*. G. Lelotte, Belgique, 1975.

[17] * * * *The X-ray identification and crystal structures of clay minerals*. Mineralogical society, London, 1961.

Reologia rocilor cu aplicații în minerit

Recent, în Editura tehnică a apărut lucrarea *Reologia rocilor cu aplicații în minerit* (elaborată de dr. ing. **Adrian Todorescu** de la Institutul de Mine din Petroșani. Publicarea cărții, cu un volum de 566 pagini, 357 figuri, 92 tabele și 548 referiri bibliografice, coincide cu perioada cînd industria minieră are de înfăptuit, în actualul cincinal 1986—1990, obiective de deosebită importanță pentru economia noastră națională, din care se desprind îndeosebi creșterea producției de cărbune și minereuri, elaborarea de noi tehnologii bazate pe mecanizarea și automatizarea proceselor de producție, îmbunătățirea activității economice a minelor etc. Pe acest tablou scurt care înfățișează strategia țării noastre în dezvoltarea extragerii substanțelor minerale utile, apariția cărții *Reologia rocilor cu aplicații în minerit* este oportună și necesară. Publicarea cărții este cu atît mai bine venită, cu cît se resimțea nevoia unei lucrări de specialitate în acest sens. Într-adevăr, în literatura de specialitate nu se află un tratat complet și util în abordarea reologică a problemelor miniere. Prin originalitatea conținutului său, ca și prin excelenta punere în valoare a unui material bibliografic de excepție, lucrarea se impune ca referință în patrimoniul literaturii tehnice de înalt nivel privind comportamentul în timp al rocilor. Autorul, un cunoscut cercetător în domeniul mecanicii rocilor, a depus o muncă susținută de culegere, selectare și prelucrare a unui bogat material documentar care, asociat cu rezultatele cercetărilor proprii în acest domeniu, a reușit să realizeze o lucrare care ilustrează stadiul actual al dezvoltării reologiei ca știință și ca aplicație a acesteia în mecanica rocilor și, implicit, în minerit. Sînt prezentate elementele clasice ale reologiei, conceptele, teoriile și metodele analitice, experimentale în plină formare, cît și posibilitățile concrete, de aplicare în domeniul minier.

Cartea este structurată în trei părți și 11 capitole : partea I, capitolele 1 — 6, *Bazele reologiei* ; partea a II-a, capitolele 7 — 9, *Reologia masivului de rocă* și partea a III-a, capitolele 10 — 11, *Aplicațiile reologiei în domeniul minier*. În prima parte se prezintă o expunere sistematică și o elucidare amplă a bazelor reologiei prin definire, obiectul și mărimile utilizate în reologie ; modelarea și metodele folosite de reologie ; bazele teoretice ale acesteia ; ruperea, efectele secundare și reprezentările matematice ale comportamentului reologic. Autorul elucidează definirea reologiei în contextul fenomenelor ce se manifestă în natură, în activitatea inginerească și, în special, în minerit, printr-o serie de exemplificări, arătînd că „numai pe baza conceptelor reologiei se pot examina și clarifica'' deformarea maselor de rocă, pierderea stabilității construcțiilor miniere la zi și subteran, manifestarea presiuni miniere, surpările taluzurilor, tasarea rambleurilor, asigurarea fiabilității în activitatea minieră etc., concluzionînd că „reologiei ca știință îi revine un rol deosebit în sensul că tăria hotărîtoare și eficacitatea mineritului constă în tratarea reologică a problemelor ce le ridică aceasta în procesul de extragere a substanței minerale utile''.

● Pentru stabilirea unui punct de vedere reologic unic și a unei nomenclaturi unitare, autorul insistă asupra terminologiei ce trebuie folosită de specialiști, renunțării la o serie de denumiri mai mult sau mai puțin importante din literatura străină și care mai persistă, conducînd la confuzii în reologie, și a folosirii ei în domeniul geomecanic. Autorul propune și introduce noțiunea conceptului de sistem reologic, făcînd precizările de rigoare, enumerînd teoriile, metodele de cercetare posibile în reologie și mărimile ei de bază. Toate aceste chestiuni le leagă de masivul de rocă prin precizări directe de pe poziția fermă rezultată din cercetările proprii, cît și din consultarea unei vaste bibliografii în acest domeniu. Extinde comportamentul reologic în domeniul tixotropiei, reopexiei și, mai ales, al dilatanței, feomene tot mai des întîlnite în activitatea minieră și care se impun a fi luate în considerare. Tot în această parte se acordă o atenție deosebită bazelor teoretice ale reologiei, arătînd că în contextul definirii și obiectului ei, reologia s-a dezvoltat și trebuie dezvoltată pe baza legilor oferite de elasticitate, viscozitate și plasticitate, funcție de care se poate analiza comportamentul real al masivului de rocă. Comportamentul la rupere și corelarea lui cu parametrul timp sînt redate pe baza ultimelor cercetări în domeniu, fiind însoțite de considerații originale și exemplificări referitoare la ruperea rocilor. Problematica primei părți se încheie prin prezentarea efectelor sau a fenomenelor secundare ce caracterizează comportamentul reologic al sistemelor materiale și a reprezentărilor matematice folosite de reologie. De remarcat aici este contribuția originală a autorului în încercarea de a elucida noțiunea de limită elastică, limită plastică, în comportamenul de deformare a rocilor. Capitolele acestei părți se finalizează prin sistematizarea bibliografiei asupra reologiei.

● Partea a doua redă aplicarea reologiei în cazul masivelor de rocă, prin prezentarea proprietăților reologice ale masivului, a fluajului și relaxării rocilor, și teoriile acestora, rezistența de lungă durată a rocilor. Această parte este dezvoltată într-o succesiune logică, pornindu-se de la evidențierea pe baza exemplificărilor rezultate în urma observațiilor făcute de autor in situ și a celor redate în literatura de specialitate, a manifestării proprietăților reologice ale masivului de rocă în domeniul exploatărilor la zi și subteran ; descrierea metodelor de determinare pe cale de laborator, a aparaturii necesare etc., cît și in situ, descriere însoțită de date concrete obținute prin încercări pe aparatură creată în acest scop de autor în cadrul laboratorului de mecanica rocilor al Insitutului de Mine Petroșani, referitoare la diferite tipuri de roci din bazinele miniere ale țării (Valea Jiului, Baia Mare, Oltenia etc.) și procedee de prelucrare și evaluare a rezultatelor încercărilor

reologice însoțite de exemplificări concrete. Autorul redă în continuare fenomenul de fluaj și teoriile acestuia cu referire specială la masivul de rocă, ajungînd în final să prezinte fluajul pe diferite tipuri de rocă, cît și preocupările românești în domeniul cercetării reologice a masivului de rocă. În finalul părții sînt prezentate rezistența de lungă durată a rocilor, metodologiile de determinare experimentală, procedeele de prelucrare a rezultatelor însoțite de exemplificări, redîndu-se și o clasificare a rocilor din punct de vedere reologic. Bibliografia folosită în acest caz este de excepție și extrem de vastă.

● Partea a III-a, aplicațiile reologiei în minerit, include soluții practice de rezolvare a problemelor ridicate de activitatea din minerit atît la zi, cît și în subteran. Autorul o tratează pe măsura importanței etapei în procesul complex al valorificării substanțelor minerale utile. Un spațiu adecvat este rezervat pentru prezentarea posibilităților de utilizare și aplicare a reologiei, a proprietăților reologice în domeniul exploatării la zi, cu referire la stabilitatea taluzurilor, a haldelor în diferite condiții geomecanice și hidrogeomecanice. Merită apreciată preocuparea autorului de a include în lucrare o încercare originală de analiză a optimizării proiectării taluzurilor în contextul considerării proprietăților reologice, problemă extrem de sinuoasă și controversată în literatura de specialitate. Același interes îl manifestă autorul și pentru domeniul activității subterane. Sînt redate posibilități, ipoteze, metodologii de calcul în contextul comportamentului reologic, referitoare la starea naturală de tensiune, starea secundară de tensiune, în cazul lucrărilor miniere de deschidere, pregătire și abataje, pentru diferite condiții geomecanice, pentru diferite tipuri de lucrări susținute și nesusținute, pentru cazul creșterii adîncimii de exploatare, al rocilor anizotrope, cercetarea fenomenului interacțiune rocă-susținere-timp, problema reologică de dimensionare a susținerii, parametrii reologici ai susținerilor etc.

Prin caracterul formativ al lucrării, ca și prin cel aplicativ, lucrarea vine să completeze în mod fericit literatura noastră de specialitate, aducînd la lumina tiparului rezultatul muncii și strădaniilor îndelungate în domeniul mecanicii rocilor al tov. dr. ing. Adrian Todorescu, pentru care merită felicitări, alături de îndemnul continuării pe mai departe a scrisului, pentru formarea viitoarelor cadre de specialiști la nivelul exigențelor domeniului extracției miniere.

Prof. dr. ing. **Nicolae Lețu**

INFORMAȚII

Un colectiv de specialiști de la Centrala gazului metan Mediaș au găsit soluții pentru înlocuirea burlanelor de foraj de $4^1/_2$ in, cu mufă din corp, aduse din import-vest, cu burlane fabricate din prăjini de $4^1/_2$ in casate.

Conexiunile pentru aceste burlane, etanșe la gaze de înaltă presiune, au fost proiectate la Institutul de cercetări și proiectări pentru petrol și gaze din Cîmpina.

Primul lot de 650 m din astfel de burlane s-a folosit deja la reparația unei sonde de gaze, care avea coloana de $5^3/_4$ in spartă. Coloana de tubaj, formată din prăjini de $4^1/_2$ in casate, s-a tubat și cimentat fără dificultăți.

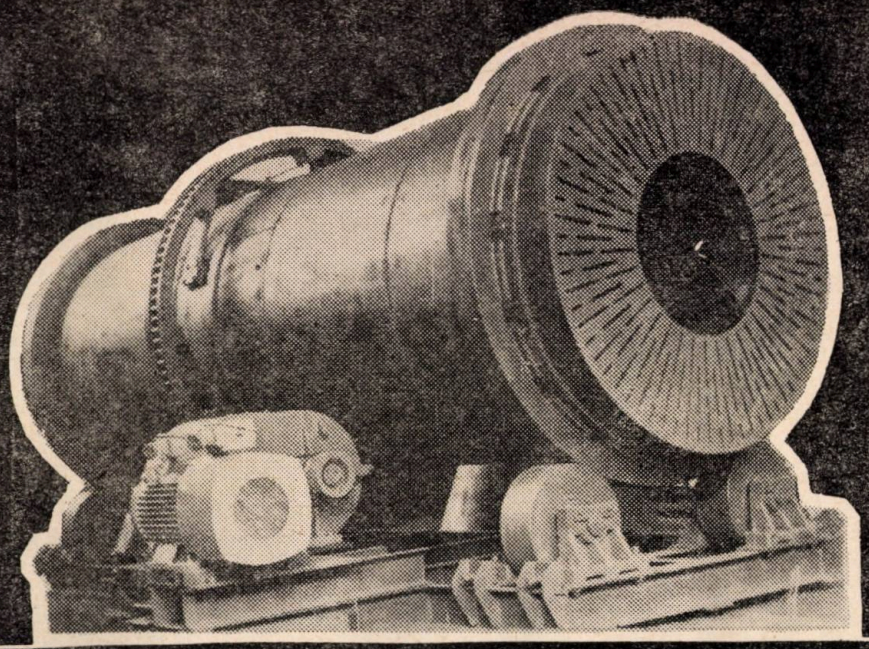
În luna decembrie 1986 sonda a fost repusă în producție cu un debit mai mare decît cel inițial.

În programul de recuperări al Centralei gazului metan se prevede valorificarea unei cantități de cîteva sute de tone de prăjini casate și utilizarea lor ca burlane de foraj, fie pentru reparația capitală a sondelor, fie pentru recuperarea sondelor de cercetare geologică (prin care s-a făcut o inventariere generală a stratelor cu posibilități de producție) pentru mansonarea coloanei perforate, în vederea exploatării stratului cu debit maxim de gaze, fie chiar pentru sondele noi, de exploatare cu adîncimi și debite mici.

Filetele pe aceste burlane urmează să se execute de către muncitori specializați în acest scop, pe strunguri românești, fabricate la Întreprinderea S.A.R.O. Tîrgoviște.

O acțiune frumoasă și eficientă, demnă de extindere și la alte unități similare din țară.

Dr. ing. **P. Niță**



UZINA DE UTILAJ MINIER SI REPARATII
CRISCIOR - str. Uzinei nr 1, tel. 51408, 51407
Cont 30.12.7.30.01-B.N.R.S.R. - Brad

PRODUCE utilaje pentru întreprinderile miniere şi uzinele de preparare a minereurilor:

- vagonete de la 0,36 - 3 m^3;
  vagonete transport personal;
  vagonete transport lemn;
  vagonete transport exploziv;
- celule de flotaţie de 1 - 5,7 m^3;
- instalaţii de semnalizare pentru transportul pe verticală;
- instalaţii de blocare a maşinilor de extracţie;
- instalaţii pentru protecţia compresoarelor de 15; 30 şi 45 m^3;
- agitatoare mecanice, electrolizoare;
- maşini de perforat în subteran cu un braţ;
- dispozitive de încărcat găuri cu explozivi;
- hidrospălătoare.

PRODUCE piese de schimb pentru utilaje miniere şi de preparare.

EXECUTA:

- reparaţii capitale la locomotivele de mină;
- reparaţii curente la utilaje de preparare (în uzină şi la furnizori).

U.U.M.R. CRISCIOR

Revista MINE, PETROL şi GAZE este editată de Oficiul de informare documentară pentru industria minieră, Bucureşti, Calea Victoriei 220, sector I, cod 71104, C.P. 22 — 146, telefon 59.29.75.
Tiparul: Întreprinderea poligrafică „Informaţia" str. Brezoianu nr. 23—25, Bucureşti.

Grafica: A. Socaciu

Preţul: 13 lei/exemplar

c. 1187

43 103

MAGYAR NÉPKÖZTÁRSASÁG ORSZÁGOS MŰSZAKI INFORMÁCIÓS KÖZPONT ÉS KÖNYVTÁR 1983

INSTITUTUL DE CERCETARI,
INGINERIE TEHNOLOGICA SI PROIECTARI
MINIERE PENTRU LIGNIT

CRAIOVA - ROMANIA, strada Unirii nr. 139

ICITPML

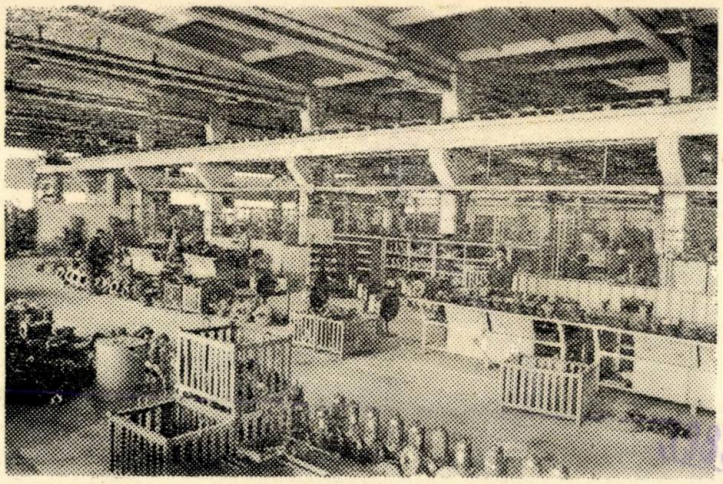
OFERA:

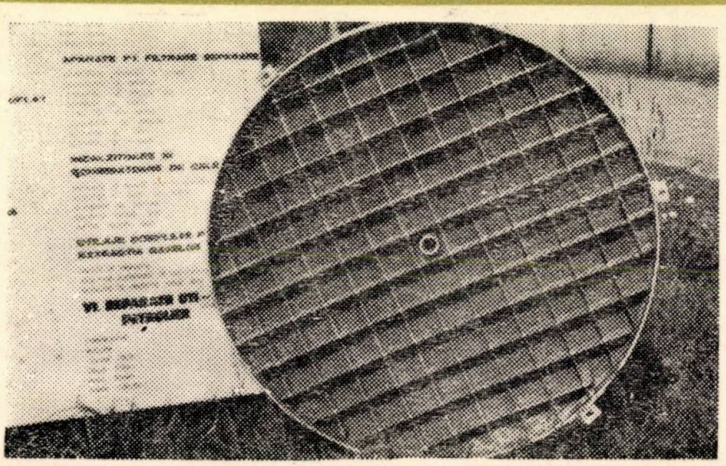
- CONSULTATII TEHNICE SI EXPERTIZE IN DOMENIUL EXPLOATARII LA ZI, AL CONSTRUCTIEI MINELOR PENTRU CARBUNE ENERGETIC, AL ASECARII ZACAMINTELOR.
- STUDII DE FEZABILITATE, CERCETARI TEHNOLOGICE SI PROIECTE PENTRU VALORIFICAREA ZACAMINTELOR DE CARBUNE ENERGETIC.
- STUDII DE FEZABILITATE, CERCETARI TEHNOLOGICE SI PROIECTE PENTRU EXPLOATAREA LA ZI SI ASECAREA ZACAMINTELOR.
- TEHNOLOGII SI PROIECTE PENTRU EXCAVAREA SI TRANSPORTUL IN EXPLOATARILE LA ZI.
- PROIECTE PENTRU LUCRARI DE ARTA, CONSTRUCTII CIVILE SI INDUSTRIALE, PROIECTE DE ORGANIZARE A SANTIERELOR MINIERE.
- STUDII SI CERCETARI GEOTEHNICE SI DE MECANICA ROCILOR.

IMGM MEDIAS produce şi livrează:

- arzătoare gaze naturale;
- aparatură pneumatică (elemente de automatizare cîmpuri sondă, elemente de siguranţă presiune gaze; elemente de reglare presiune gaze şi elemente de automatizare a instalaţiilor de ardere cu gaze naturale);
- utilaj tehnologic pentru ţiţei şi gaze (pompe hidraulice; aparatură pentru filtrare-separare; încălzitoare şi schimbătoare de căldură; utilaje complexe pentru extracţia gazelor naturale);
- aparate de măsură debite gaze;
- piese de schimb (utilaj petrolier; compresoare şi motocompresoare);
- reparaţii utilaj petrolier.

IMGM MEDIAS
Str. Aurel Vlaicu nr. 35 A
Telefon: 15864





ÎNTREPRINDEREA MECANICA GAZ METAN MEDIAS
ÎNTREPRINDEREA MECANICA GAZ METAN MEDIAS
ÎNTREPRINDEREA MECANICA GAZ METAN MEDIAS
ÎNTREPRINDEREA MECANICA GAZ METAN MEDIAS
ÎNTREPRINDEREA MECANICA GAZ METAN MEDIAS

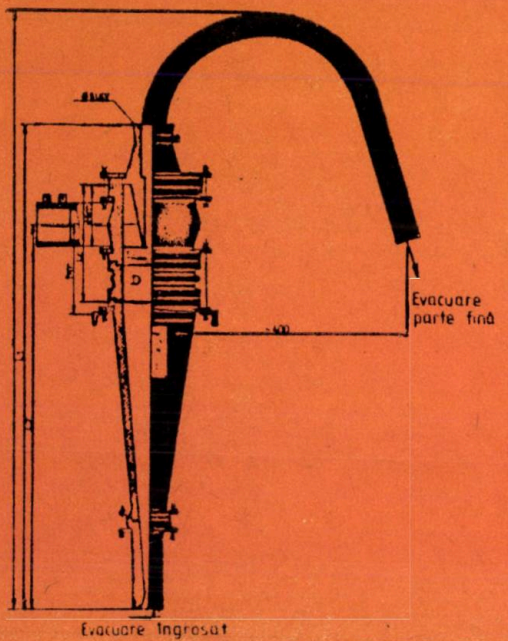
E 1445

MINE PETROL GAZE

BUCUREŞTI -- ROMÂNIA ◆ Vol. 38, iunie 1987 6

INSTITUTUL DE CERCETARI SI PROIECTARI MINIERE PENTRU SUBSTANTE NEMETALIFERE

Hidrocicloane ⌀45 și ⌀100, din cauciuc



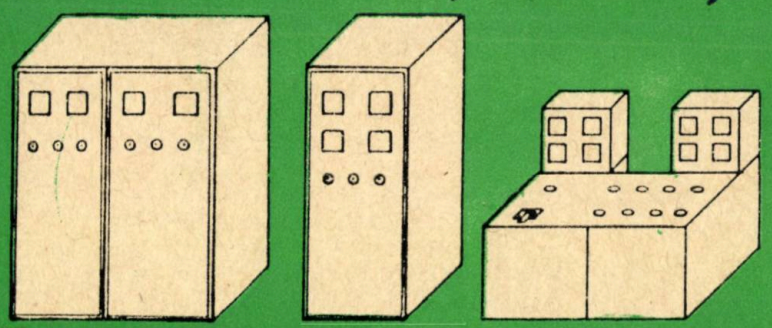
DESTINAȚIA : clasarea, îngroșarea, deșlamarea și concentrarea substanțelor minerale utile.

CARACTERISTICI TEHNICE :

CARACTERISTICA	SIMBOL (UM)	Hidrociclon ⌀45	Hidrociclon ⌀100
Diametrul nominal	D (mm)	45	100
Lungimea părții cilindrice	Lc (mm)	45; 67,5; 90	120, 180, 240, 300
Adîncimea de imersie	Him (mm)	20, 25, 30, 35, 40	90, 95, 100, 105, 110, 115
Dimensiunea fantei de intrare	a × b (mm)	5 × 12	7 × 45
Conicitatea	∝ °	6°; 15°	10°
Diuza suprascurgere	⌀supr (mm)	8, 9, 10	10, 14, 18, 20, 24, 28, 32
Diuza evacuare	⌀ î (mm)	3 ÷ 10	3 ÷ 15
Presiune maximă de lucru	P (MPa)	0,4	0, 18
Debitul de alimentare	Q (m³/h)	2 ÷ 3	6 ÷ 12
Înălțimea de montaj	L_2 (mm)	263 ÷ 451	619 - 799
Lungime aparat	L_1 (mm)	337 ÷ 525	764 - 944
Masa aparat	m (kg)	5,23 ÷ 6,03	6,90 - 10, 30

CONDIȚII DE LIVRARE :
I.C.P.M.S.N. Cluj-Napoca livrează pe bază de comandă: hidrocicloane împreună cu seturi de piese de rezervă.
În comandă se vor specifica parametrii (D), (Lc), (Him), (⌀ supr) și (⌀1)

Instalație de comandă și automatizare pentru foreze : SBS 250, SBS 200 și FC 60



CARACTERISTICI TEHNICE
- Tensiune 380 V; 50 Hz
- Putere instalată 480 kw

DOMENIU DE UTILIZARE
- Toate exploatările miniere la zi

EFECTE ECONOMICE

SPECIFICAȚIA	U/M	1984 realizat	1985 realizat	1986 preliminat	1990
Echipament electric pentru foreză	buc / mil.lei	6 / 6	8 / 8	10 / 10	20 / 20

Produce și livrează beneficiarilor următoarele produse de substanțe nemetalifere :

- Masă refractară acidă tip NAI-1 utilizată la ștamparea creuzetelor cuptoarelor cu inducție, folosite la elaborarea fontelor și oțelurilor,
- Masă de ștampare silico-aluminoasă tip NAI-4, utilizată la căptușirea cuptoarelor pentru topit frită email,
- Argile pentru emailare tip MPV utilizate pentru asigurarea stabilității barbotinei de email înaintea aplicării pe obiecte,
- Antideponente Sedistop OMS utilizat în industria lacurilor și vopselelor precum și a vopselelor de turnătorie pe bază de grafit în solvent de toluen.
- Calcită micronizată și hidrofobizată utilizată ca material de umplutură pentru rășinile epoxidice

I.C.P.M.S.N. CLUJ-NAPOCA
Str. T. Vladimirescu Nr. 15-17
Telefon: 951 / 86016, 82288

E 1445

MINE, PETROL ŞI GAZE

ANUL XXXVIII

ORGAN AL MINISTERULUI MINELOR, PETROLULUI ŞI GEOLOGIEI

Nr. 6 1987

CUPRINS

Ene, I. **Albitite uranifere. Metodica de cercetare** 253

Enache, C. **Metodologie pentru calculul asecării în zăcăminte de lignit înclinate** 260

Szabo, C., Bădică, C. **Analizor rapid de cenuşă pentru fluxurile de cărbune din instalaţiile de preparare** 262

Vânătoru, I. **Supape de presiune pentru capsulări antideflagrante** 266

Tocan, I. **Proiectarea filtrelor cu pietriş (Grave Packing), în vederea instalării în sondă, în dreptul stratului productiv** 268

Ţilimpea, S., Calotă, N., Ţilimpea Mirela **Metodă de calcul pentru optimizarea echilibrării unităţilor de pompare cu balansier** 274

Nistor, I. **Cercetări privind posibilitatea obţinerii de suporţi minerali pentru noroaiele de foraj tip emulsie inversă din argile româneşti (II)** 279

Pavel, A. ş.a. **Fundamentarea energetică a efectelor pretensionării tiranţilor la structurile de tipul rezervoarelor sferice rezemate discret şi solicitate seismic** 285

Petre, M., Pintican, L. **Cercetarea hidrodinamică a unei sonde extractive de bioxid de carbon** 290

Crânganu, C. **Este subsidenţa o cheie pentru prognozarea viitoarelor zăcăminte de hidrocarburi?** 294

COLEGIUL DE REDACŢIE

Ing. VASILE SCRIPAŢ, preşedinte ; dr. ing. **GHEORGHE ALDEA** ; ing. **ŞTEFAN BENEA** ; dr. geol. **IOSIF BERCIA** ; ing. **TEODOR BORU** ; dr. ing. **GHEORGHE DONŢOV DANU** ; dr. ing. **IANCU GEANGĂLĂ** ; dr. ing. **FLOREA NEAGU** ; ing. **NICOLAE PANTILIE** ; **ELENA VRANCEANU**, redactor.

REZUMATE

C.Z. 553.495 :553.245

E n e , I. *Albitite uranifere. Metodica de cercetare geologică*

Autorul descrie caracteristicile mineralogice şi petrografice ale zonei în care sînt localizate albititele uranifere, criteriile de localizare şi cercetare, metodologia de cercetare şi identificare a mineralizaţiilor albit-uranifere, lucrările de prospecţiune şi de explorare geologică. Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 6, 1987

C.Z. 622.332 : 622.524

E n a c h e , C. *Metodologie pentru calculul asecării în zăcăminte de lignit înclinate*

Autorul propune o metodologie pentru calculul asecării în zăcăminte de lignit înclinate, bazată pe rezultate practice.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 6, 1987

C.Z. 622.7.093 : 622.33

S z a b o , C., B ă d i c ă , C. *Analizor rapid de cenuşă pentru fluxurile de cărbune din instalaţiile de preparare*

Se redă principiul metodei care utilizează radiaţii gamma pentru determinarea conţinutului de cenuşă din cărbuni, descrierea analizorului de cenuşă, rezultatele experimentării acestuia, concluzionîndu-se că analizorul respectiv este deosebit de util pentru reglarea procesului tehnologic din instalaţiile de preparare a cărbunelui, utilizarea lui conducînd la creşterea calităţii cărbunelui livrat. Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 6, 1987

C.Z. 622.817

V â n ă t o r u , I. *Supape de presiune pentru capsulări antideflagrante*

În scopul degajării presiunii de explozie dintr-o capsulare antideflagrantă, autorul prezintă şi analizează un sistem de supapă de presiune din oţel inoxidabil spongios tip „Retimet", care a dat rezultate pozitive în experimentările de laborator. Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 6, 1987

C.Z. 622.245.124

T o c a n , I. *Proiectarea filtrelor cu pietriş (Gravel Packing), în vederea instalării în sondă, în dreptul stratului productiv*

Este prezentată metoda de proiectare a unui filtru cu nisip (Gravel Packing) cu evidenţierea criteriilor de care se ţine seama, apoi metodologia de rezolvare pas cu pas şi un exemplu de calcul pentru ilustrarea numerică a modului de proiectare într-un caz dat. În legătură cu acestea, este analizat mecanismul de reţinere a nisipului din stratul productiv de către filtrul (împachetarea) cu pietriş, este definită noţiunea de raţie pietriş-nisip, este prezentat modul de determinare a acesteia şi corecţiile necesare impuse de fenomenul de pietruire.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 6, 1987

C.Z. 622.243.5.

Ţ i l i m p e a , S., C a l o t ă , N., Ţ i l i m p e a M i r e l a *Metodă de calcul pentru optimizarea echilibrării unităţilor de pompare cu balansier*

Cunoscînd caracteristicile echipamentului de adîncime şi componenţa garniturii de sprijin, precum şi parametrii regimului de pompare, diagramele constituite dau posibilitatea determinării poziţiei maselor de echilibrare rotativă, astfel încît vîrfurile momentului de reductor, în cele două semicurse, să fie egale.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 6, 1987

C.Z. 622.243.144.3

N i s t o r , I. *Cercetări privind posibilitatea obţinerii de suporţi minerali pentru noroaiele de foraj tip emulsie inversă din argile româneşti (II)*

Utilizînd difracţia razelor X prin cristale şi analiza chimicospectrală de emisie, metoda semicantitativă, se prezintă compoziţia chimico-mineralogică a unor produse româneşti utilizate ca suporţi minerali pentru noroaiele de foraj, folosind o metodologie de laborator. Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 6, 1987

C.Z. 622.692.237

P a v e l , A. ş. a. *Fundamentarea energetică a efectelor pretensionării tiranţilor la structrile de tipul rezervoarelor sferice rezemate discret şi solicitate seismic*

Metoda prezentată de autor se bazează pe criteriul biografic „pas cu pas" cu dirijarea completă — prin pierderea stabilităţii la flambaj — a procesului de ieşire din lucru a tiranţilor. Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 6, 1987

C.Z. 622.324

P e t r e , M., P i n t i c a n , V. *Cercetarea hidrodinamică a unei sonde extractive de bioxid de carbon*

Autorul prezintă rezultatele de laborator ale analizelor de gaze şi a rocii-colector, precum şi rezultatele cercetărilor hidrodinamice executate la sondă.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 6, 1987

C.Z. 552.578.1

C r â n g a n u , C. *Este subsidenţa o cheie pentru prognozarea viitoarelor zăcăminte de hidrocarburi?*

Este prezentată relaţia subsidenţă-flux termic-generare de hidrocarburi cu toate consecinţele pentru prognozarea unor viitoare acumulări de petrol şi gaze. Pentru prima oară sînt prezentate două hărţi ale subsidenţei tectonice totale a părţii centrale a Bazinului Transilvaniei. Legătura subsidenţă-zăcăminte de gaze fiind dovedită, răspunsul la întrebare este DA.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 6, 1987

CONTENTS

C.Z. 553.495 : 553.245

Ene, I. *Uraniferous albitites. Methods of geological research*

The author describes : the mineralogical and petrographical characteristics of the area in which the uraniferous albitites are located ; the criteria for detection and research ; methods of research and identification of albitite-uraniferous mineralizations ; geological prospecting work ; prospecting — estimation work ; geological exploration, detailed exploration and exploration work carried out concomitantly with the mining.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 6, 1987

C.Z. 622.332 : 622.524

Enache, C. *Method for the calculation of dewatering in inclined lignite deposits*

The author proposes a method for the calculation of dewatering in inclined lignite deposits based upon practical results.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 6, 1987

C.Z. 622.7.093 : 622.33

Szabo, C., Bădică, C. *Rapid ash content analyser for coal flowlines in dressing plants*

The principle of the method utilizing gamma rays to determine the ash content in coals is presented ; the description of the analyser and the results of trials are presented ; the conclusion is drawn that the analyser is particularly useful for process control in coal dressing plants, causing the quality improvement of the delivered coal.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 6, 1987

C.Z. 622.817

Vânătoru, I. *Pressure valves for explosion proof enclosures*

In order to release the explosion pressure in an explosion proof enclosure the author presents a system of pressure valve made of spongy stainless steel of „Ratimet" type, which has given positive results in laboratory trials.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 6, 1987

C.Z. 622.245.124

Tocan, I. *Gravel packing design for well installation in line with the productive bed*

The design method for a gravel packing is presented, outlining the criteria taken into account, the step by step solving methodology and an example of design for a given case. In this context the following aspects are pointed out : the retaining mechanism of the sand from the productive bed by the gravel packing ; the concept of gravel — sand ratio and its determination and the correction required by the gravelling process.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 6, 1987

C.Z. 622.243.5

Ţilimpea, St, Calotă, N., Ţilimpea Mirela *Calculation method for the optimized balancing of beam pumping units*

A method is presented for determining the optimized balancing diagrams of the beam pumping units. Knowing the characteristics of the depth equipment, the componence of the support string and the parameters of pumping, the obtained diagrams allow the location of the rotary balancing masses, so that the peaks of the reducer moment, in the two half-strokes, are equal.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 6, 1987

C.Z. 622.243.144.3

Nistor, I. *Investigations regarding the possibility of obtaining mineral supports from Romanian clays for inverse emulsion type drilling muds (II)*

By applying X- ray crystal diffraction, the chemico-spectral emmission analysis and the semi-quantitative method, the chemico-mineralogical breakdown of certain Romanian products used as mineral supports for drilling muds is presented, together with a laboratory methodology worked out for the purpose proposed in the title.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 6, 1987

C.Z. 622.692.237

Pavél, A. et al. *The energetic coverage of the pretensioning effects of the discretely supported and seismically loaded structures of the ball tank type*

The method presented by the authors is based upon the „step by step" biographical criterion, with complete control upon the process of work ceasing, due to stability loss through guy bending.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 6, 1987

C.Z. 622.324

Petre, M., Pintican, V. *Hydrodynamic studies of a carbon dioxide extraction well*

The authors present the results obtained in laboratory from gas and collector — rock analyses and from hydrodynamic studies carried out at the well.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 6, 1987

C.Z. 552.578.1

Crânganu, C. *Is subsidence the key in forecasting the future hydrocarbon deposits?*

The relation subsidence — thermal flow — hydrocarbon generation is presented, with all the consequences for forecasting future oil and gas accumulations. The arguments support the idea of the importance of subsidence in the Transilvania Basin for the generation of the hydrocarbon deposits located in this area. Two maps of the total tectonic subsidence of the central Transilvania Basin based upon data from 454 drillholes related to 57 gas-bearing structures are presented for the first time. The relationship subsidence — gas deposits being proved the answer to the title question is YES.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 6, 1987

СОДЕРЖАНИЕ

C.Z. 553.495 : 553.245

Ене, И. *Урановые альбититы. Методика геологического исследования*

Автор описывает минералогические и петрографические характеристики зоны залегания урановых альбитов, критерии нахождения и исследования, методику исследования и выявления урано-альбитовых образований, геологоразведочные работы, разведочно-оцениваемые работы, детальная разведка, а также разведочные работы осуществляемые параллельно с разведкой месторождения.

Ключевые слова: урановые альбиты, геологическое исследование, характеристики, разведка, критерии, месторождения.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 6, 1987

C.Z. 622.332 : 622.524

Елаке, К. *Методика расчёта осушения наклонных лигнитных месторождений*

Автор предлогает методику для расчёта осушения наклонных лигнитных месторождений, основанная на практические результаты.

Ключевые слова: методика, осушение, расчёт, лигнитное месторожденние, наклон.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 6, 1987

C.Z. 622.7.093 : 622.33

Сабо, К., Бэдика, К. *Быстрый анализатор золы угольных потоков в обогатительных установках*

Представлен принцип метода, использующего гамма-излучения для определения содержания золы в углях, описание анализатора золы, результаты его испытания и вывод, что этот анализатор очень полезный для регулировки технологического процесса установок обогащения, его использование, приводя к улучшению качества поставленного угля.

Ключевые слова: анализатор, зола, угольные потоки, установки, обогащение, качество.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 6, 1987

C.Z. 622.817

Вынэтору, И. *Клапаны давления для взрывобезопасного полного закрытия*

В целях получения давления взрыва полностью взрывобезопасным закрытием, автор представляет и анализирует систему клапана давления из ноздреватой нержавеющей стали типа Ретимет, который дал хорошие результаты при лабораторных испытаниях.

Ключевые слова: клапаны давления, взрывобезопасность, нержавеющая стааль результаты, лабораторные испытания.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 6, 1987

C.Z. 622.245.124

Токан, И. *Проектирование гравийных фильтров (Gravel Packing) в виду установления в скважине напротив продуктивного пласта*

Представлены методика проектирования гравийного фильтра с выявлением учитывающих критериев, потом методика решения шаг за шагом и пример расчёта для числового иллюстрирования способа проектирования в данном случае. В связи с этом анализирован механизм содержания песка из продуктивного пласта гравийным фильтром, а также понятие фактора гравий-песок и способ его определения и необходимые корректировки, требуемые мощением.

Ключевые слова: проектирование, гравийные фильтры, скважина, продуктивный пласт, методика расчёта.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 6, 1987

C.Z. 622.243.5

Цилимпя, С., Калотэ, Н., Цилимпя Мирела *Расчётный метод для оптимизации уравновешивания насосных единиц с балансиром*

Представлен метод построения диаграмм оптимального уравновешивания насосных единиц с балансиром. Зная характеристики глубинного оборудования и состав поддержки, а также параметры насосного режима, диаграммы дают возможность определения положения масс вращательного уравновешения, так чтобы верхи замедляющего момента двух полурейса были бы равными.

Ключевые слова: расчётный метод, оптимизация, уравновешивание, насосные единицы, диаграмма, параметры. Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 6. 1987

C.Z. 622.243.144.3

Нистор, И. *Исследования возможности получения минеральных носителей для буровых пульп типа обратной эмульсии из румынских глин* (II)

Используя дифракцию X-излучения через кристаллы и эммиссионохимико-спектральный анализ, а также полуколичественный метод, представлены химико-минералогический состав некоторых румынских изделий, используемых в качестве минеральных носителей для буровых пульп, а также дабораторная методика для достижения цели работы.

Ключевые слова: исследования, минеральные носители, буровые пульпы, обратная эмульсия, румынские глины.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 6, 1987

C.Z. 622.692.237

Павел, А. *Энергетическое обоснование эффектов предварительного натяжения стержней на структурах типа сферических резервуаров дискретно подпираны и сейсмически напряжённы*

Метод, прегложенный автором, основан на критерии шаг за шагом, с полным направлением — потерью стабильности при изгибе — процесса выхода из строя стержней.

Ключевые слова: энергетическое обоснование, эффект, сферические резервуары, подпирание, метод. Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 6, 1987

C.Z. 622.324

Петре, М., Пинтикан, В. *Гидродинамическое исследование скважины добывающей двуокиси углерода*

Автор представляет лабораторные результаты анализов газов и коллекторных пород, а также результаты гидродинамических исследований, осуществляемых на скважине.

Ключевые слова: гидродинамическое исследование, скважина, двуокись углерода, лабораторные результаты.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 6, 1987

C.Z. 552.578.1

Крынгану, К. *Является опускание ключом для прогнозирования будущих месторождений углеводородов?*

Представляется отношения опускание-термический поток-образование углеводородов со всеми последствиями для прогнозирования будущих накоплений нефти и газов. Доводы, приведены поддерживают идею важности опускания Бассейна Трансильвании в связи с образованием залегающих здесь газовых месторождений. Впервые представлены две карты общего тектонического опускания центральной зоны Бассейна Трансилвании с помощью данных, полученных из 454 бурения принадлежив к 57 газовым структурам. Довод связи опускание-газовые месторождения приводит ответу да на наш вопрос.

Ключевые слова: опускание, прогнозирование, газовые месторождения, углеводороды, последствия, доводы, Бассейн Трансилвании, бурение.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 6, 1987

SOMMAIRE

C.Z. 553.495 : 553.245

Ene, I. *Les albitites uranifères. Méthodologie de recherche géologique*

L'auteur décrit les caractéristiques minéralogiques et pétrographiques de la zone où sont localisées les albites uranifères, les critères de localisation et de recherche, la méthodologie de rechèrche et d'identification des minéralisations albite-uranifères, les travaux de prospection géologique, les travaux de prospection-évaluation, les travaux d'exploration géologique, l'exploration en détail, de même que les travaux d'exploration qui se déroulent simultanément avec l'exploitation du gisement.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 6, 1987

C.Z. 622.332 : 622.524

Enache, C. *Méthode de calcul de l'asèchement dans les gisements de lignite à pendage moyen*

L'auteur propose une méthode de calcul de l'asèchement dans les gisements de lignite à pendage moyen, en base des résultats pratiques.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 6, 1987

C.Z. 622.7.093 : 622.33

Szabó, C., Bădică, C. *Analyseur rapide de cendre pour les flux de charbon dans les installations de préparation*

On présente le principe de la méthode qui utilise des radiations gamma pour la détermination de la teneur en cendre des charbons, la déscription de l'analyseur de cendre, les résultats de l'experimentation de celui-ci, en tirant la conclusion que l'analyseur respectif est très utile pour le réglage du processus téchnologique dans les installations de préparation du charbon, son utilisation ménant à l'accroissement de la qualité du charbon livré.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 6, 1987

C.Z. 622.817

Vânătoru, I. *Soupapes de réfoulement pour des capsulages antidéflagrants*

En vue de dégager la pression d'explosion dans un capsulage antidéflagrant, l'auteur présente et analyse un système de soupape de réfoulement en acier inoxydable paillé type „Retimet", qui a donné des résultats positifs au cours des experimentations de laboratoire.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 6, 1987

C.Z. 622.245.124

Tocan, I. *La projéction des filtres à gravier (Gravel Packing), en vue de l'installation dans le puits, en face de la couche productive*

On présente la méthode de projéction d'un filtre à gravier (Gravel Packing), en mettant en évidence les critères dont on tient compte et la méthodologie de résolution pas à pas, en donnant in exemple de calcul pour l'illustration numérique de la manière de projéction dans un cas réel. Dans ce contexte, on analyse le mécanisme de la retention du sable dans la couche productive par le filtre à gravier, on donne la définition de la notion de „proportion gravier-sable", on présente la manière de la détermination de celle-ci et les corréctions nécessaires, imposées par le phénomène d'empierrage.

Miine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 6, 1987

C.Z. 622.243.5

Ţilimpea, S., Calotă, N., Ţilimpea Mirela, *Méthode de calcul pour l'optimisation de l'équilibrage des unités de pompage à balansier*

On présente une méthode pour la construction des diagrammes d'équilibrage optimales des unités de pompage à balansier. En connaissant les caracteristiques de l'équipement de profondeur et la structure de la garniture d'appui, de même que les paramètres du régime de pompage, les diagrammes don-

nent la possibilité de déterminer la position des masses d'équilibrage rotatif, de sorte que les pointes du moment de réducteur, dans les deux semi-courses, soient égales.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 6, 1987

C.Z. 622.243.144.3

Nistor, I. *Recherches concernant la possibilité d'obtenir des supports mineraux pour les boues de forage type émulsion inverse à partir des argiles de Roumanie (II)*

En utilisant la diffraction des rayons X par les cristaux et l'analyse chimique-minéralogique de certains produits roumains utilisés comme supports minéraux pour les boues de forage. On présente aussi une méthodologie de laboratoire utilisée pour atteindre le but proposé par l'ouvrage.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 6, 1987

C.Z. 622.692.237

Pavel, A. et al. *La base énérgétique des effets de la precontrainte des tirants dans les structures du type des reservoires sphériques appuyès discretement et sollicités seismiquement*

La méthode présenté par l'auteur est basée sur le critère „pas à pas", avec la direction complète-par la perte de la stabilité au flambage-du processus de la sortie de travail des tirants. Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 6, 1987

C.Z. 622.334

Petre, M., Pintican, V. *L'étude hydrodynamique d'un puis extractif de bioxyde de carbone*

L'auteur présente les résultats de laboratoire des analyses des gaz et des roches-réservoires, de même que les résultats des recherches hydrodynamiques executées au puits.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 6, 1987

C.Z. 552.578.1

Crânganu, C. *La subsidence est-elle une clé pour la prognose des futurs gisements de hydrocarbures*

On présente la relation subsidence-flux thérmique-génération de hydrocarbons avec toutes les conséquences pour la prognose des futures accumulations de pétrole et de gaz. Les arguments apportés soutiennent l'idée de l'importance de la subsidence du Bassin de Transilvanie en ce qui concerne la génération des gisements qui y sont cantonnés. Pour la première fois on présente deux cartes de la subsidence téctonique totale de la région centrale du Bassin de Transylvanie à l'aide des données obtenues de 454 forages appartenant à 57 structures gazifères. La liaison subsidence-gisement de gaz étant démontrée , la réponse à la question est OUI.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 6, 1987

INHALT

C.Z. 553.495 : 553.245

Ene, I. *Uranführenden Albititen. Methodik der geologischen Untersuchung*

Der Verfasser beschreibt die mineralogischen und petrographischen Charakteristiken des Gebietes in welchem die uranführenden Albititen eingelagert werden, die Kriterien der Sucharbeiten, die Methodologie der Untersuchung und der Identifizierung der uranführenden Albitit-Mineralisationen, die geologischen Prospektionsarbeiten, die Prospecktions- und Schätzungsarbeiten, die geologischen Untersuchungsarbeiten, die detaillierte Untersuchung sowie Untersuchungsarbeiten welche gleichzeiting mit dem Lagerstättenbau erfolgen.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 6, 1987

C.Z. 622.332 : 622.524

Enache, C. *Methodologie für die Berechnung der Entwässerung in geneigten Lignitlagerstätten*

Der Verfasser schlägt eine, auf praktischen Ergebnissen gegründeten Methodologie für die Berechnung der Entwässerung in geneigten Lignitlagerstätten vor.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 6, 1987

C.Z. 622.7.093 : 622.33

Szabo, C., Bădică, C. *Schnellanalysator für das Aschengehalt in den Kohlenströmen der Aufbereitungsanlagen*

Vorgestellt wird das Prinzip der Methode, welche die Gamma- Strahlung für die Bestimmung des Aschengehaltes in Kohlen benutzt, die Beschreibung des Aschenanalysators, die Ergebnisse der Prüfungen, wobei die Schlussfolgerung erreicht wird dass dieser Analysator in der Steuerung der technologischen Prozesse in den Kohlenaufbereitungsanlagen besonders nutzlich ist und seine Anwendung die Erhöhung der Qualität der gelieferten Kohle erbringt.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 6, 1987

C.Z. 622.817

Vânătoru, I. *Druckventile für Schlagwetterschutzkapselungen*

Zwecks der Freisetzung des Explosionsdrucks in einer Schlagwetterschutzkapselung stellt der Verfasser ein Druckventil system aus schwammiger Edelstahl der Type „Retimet" vor, welches positive Ergebnisse in den Laborversuchen gegeben hat.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 6, 1987

C.Z. 622.245.124

Tocan. I. *Projektierung der Kiespackungen für deren Einsatz in Bohrungen, in der produktiven Schicht*

Vorgestellt wird die Projektierungsmethode der Kiespackungen, mit Hinweise auf die berücksichtigten Kriterien- die Schritt zu Schritt Lösungsmethodologie und ein Rechnungs-, beispiel der Projektierungsweise in einem gegebenen Fall. In diesem Zusammenhang wird das Mechanismus der Sandrückhaltung aus der produktiven Schicht durch die Kiespackung überprüft, das Verhältnis Kies-Sand bestimmt und die Feststellung des Verhältnisses sowie die durch die Packung geforderten Korrektionen vorgestellt.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 6, 1987

C.Z. 622.243.5

Ţilimpea, S., Calotă, N., Ţilimpea Mirela. *Rechnungsmethode für die optimierte Ausgleichung der Schwengelpumpeneinheiten*

Vorgestellt wird eine Methode für die Bestimmung der Diagramme der optimierten Ausgleichung der Schwengelpumpeneinheiten. Auf Grund der Charakteristiken der Tiefenausrüstung und die Komponenz der Schutzgarnitur sowie die Parameter des Pumpenbetriebes, ermöglichen die Diagramme die Stellungsbestimmung der Drehausgleichungsmassen, so dass die Spitzen des Reduziermomentes in den zwei Hubhälften gleich sind. Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 6, 1987

C.Z. 622.243.144.3

Nistor, I. *Untersuchungen über die Moglichkeit der Herstellung von Mineralträgern für die Böhrflüssigkeiten der Type verkehrter Emulsion aus rumanischen Tönen* (II)

Durch die Anwendung der Röntgen-Diffraktion durch Kristalle, die chemisch-spektrale Emissionsanalyse und der halbquantitative Methode wird die chemisch-mineralogische Zusammensetzung einiger rumänischen Produkte vorgestellt, welche als Mineralträger für die Bohrflüssigkeiten angewendet werden. Gleichzeitig wird eine Labormethodologie zu diesem Zweck erarbeitet.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 6 1987

C.Z. 622.692.237

Pavel, A. et al., *Die energetische Fundamentierung der Wirkungen der Vorspannungen der Zugseile bei diskret gestützten und seismisch belasteten kugelförmigen Behältern*

Die von den Verfassern vorgestellte Methode basiert sich auf dem „Schritt zu Schritt" biographischen Kriterium, mit kompletter Führung des Arbeitsausfalles der Zugseile durch deren Stabilitätsverlusst bei Knickung.

Mine, Petrol şi Gaze, vol, 38, nr. 6, 1987

C.Z. 622.324

Petre M., Pintican, V. *Die hydrodynamische Untersuchung einer Kohlendioxyd erzeugenden Bohrung*

Die Verfasser stellen die Ergebnisse der Laboranalysen der Gase und des Sammler-Gesteins, sowie die Ergebnisse der bei der Bohrung durchgeführten Untersuchungen, vor.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 6, 1987

C.Z. 552. 78.1

Crânganu, C. *Ist die Senkung ein Weg für die Vorhersagä der zukunft-gen Kohlenwasserstöfflagerstätten?*

Das Verhältnis Senkung — Wärmestrom — Kohlenwasserstoffbildung, mit sämtlichen Folgen für die Vorhersage der zukunftigen Öl und Gasensammlungen wird vorgestellt. Die Argumente begründen die Wichtigkeit der Senkung des Transilvanischen Beckens in Zusammenhang mit der Bildung der hier gelagerten Gasenlagerstätten. Für das erste Mal werden zwei Karten der gesamten tektonischen Senkung des zentralen Transilvanischen Beckens, mit Hilfe von Angaben aus 454 Bohrlöchern von 57 gasführenden Strukturen veröffentlicht. Die Beziehung zwischen Senkung und Gasenlagerstätten wird nachgewiesen und die Antwort zu der Titel-Frage ist JA.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 6, 1987

Albitite uranifere. Metodica de cercetare geologică

Geol. I. Enc
Întreprinderea de metale rare

Caracteristici mineralogice și petrografice

Albititele uranifere sînt localizate, de regulă, în roci metamorfice vechi, fiind asociate zonelor metasomatice cu aport de sodiu; se formează în condiții de temperatură medie și prezintă următoarele caracteristici geostructurale:

— structură microincluzionară, cu caracter metasomatic selectiv în procesul de formare;

— amplasare relativ uniformă a mineralizației și conținut mediu scăzut de uraniu;

— parageneză complexă (uranotitanați, uraninit, pechblendă, coffinit, alți silicați de uraniu).

Din punct de vedere structural, se deosebesc patru forme de zăcămînt:

- zone mineralizate;
- corpuri de minereu;
- lentile;
- cuiburi.

Toate aceste mineralizații sînt concordante cu elementele litofaciale și cu zonele de transformări metasomatice.

Din punct de vedere morfologic, albititele uranifere aparțin acumulărilor de minereuri cu caracter stratiform sau lentiliform, deseori ramificate.

L. Pavelescu [3] denumește albitit un sienit sodic cu 95 % albit și 5% minerale accesorii (granați, cuarț, apatit, minerale opace).

D. Rădulescu [4] recunoaște, sub denumirea de albitit, „o rocă magmatică filoniană, macrogranulară, constituită din albit și minerale accesorii"; poate fi integrată sienitelor ori dioritelor. Privită sub aspect geostructural, această denumire se asociază cu noțiunea de albitit uranifer, cu condiția că sienitizarea aparține însești perioadei de formare a rocilor, fiind una din ultimele manifestări ale bazinului magmatic, pe cînd albititul uranifer este un episienit (rocă însoțită de depuneri uranifere, adesea secundare). Acest fenomen are caracter chimic și se caracterizează printr-o desilicifiere a granitului. Procesul aparține unei perioade de activitate hidrotermală terțiară. Episienitul nu este, deci, decît un granit decuarțificat, în care se păstrează cele două mice.

În mod practic este vorba despre un proces intens de albitizare, în care se constată prezența depunerilor uranifere, iar feldspatul sodic este considerat uneori ca gangă. Acest fenomen vechi este legat de evoluția corpului de granit și separat de depunerile de uraniu, prin una sau mai multe faze tectonice evidente, fără antrenarea materialului de origine feldspatică. Rocile hiperfeldspatice nu joacă decît rolul de gazdă, favorabile concentrațiilor de uraniu.

A. Codarcea [1] menționează — pentru prima dată în literatura geologică de specialitate din România — albititele din regiunea Ocna de Fier — — Bocșa Montană, determinînd pentru acestea unele particularități mineralogo-petrografice interesante (tab. 1).

Tabelul 1

Compoziția mineralogică procentuală și dimensiunile mineralelor, mm

Mineralul	Locul de recoltare		Dimensiunile mineralelor, mm
	Ogașul cu Bureți	Ogașul Merciug	
Albit	94 %	90 %	1,5 ;1,2—0,6 ; 0,6—0,025 ;0,025
Cuarț	0—1 %	0 %	0,02 ; 0,02
Muscovit ; sericit	4—0,5 %	1 %	0,3 ;0,1—0,15 ;
Clorit ; biotit	0,1—2,5 %	4 %	0,05 ;0,02 ;0,013 0,7 ;0,3—0,2 ;0,04
Minereu negru	1—1,5 %	4 %	0,15—0,01
Apatit ; zircon	1 %	1 %	0,1 ;0,05
Rutil ; epidot	—	—	0,013 lungime (rutil)

Albititele din această regiune au structură granoblastică, uneori echigranulară, aplitică, alteori inechigranulară, indivizi mari și porțiuni mărunt-grăunțoase, schimbîndu-se neregulat, mai mult sau mai puțin dințat și au uneori, forme curioase, ca de coroziune, care amintesc puțin structurile granofirice ale unor paste porfirice. Textura este complet neorientată.

Albititul este uneori maclat (lamele rare, întrerupte), alteori nu prezintă fenomene de maclare. Toate celelalte minerale sînt incluse în albit. Uneori se adaugă și o fină tulbureală. Numai într-o singură secțiune se observă picături mărunte de cuarț, adunate mai multe la un loc și incluse în albit. Agregate fine de sericit se formează pe alocuri pe contul albitului, înconjurîndu-l adesea în așa fel, încît rămîn curioase forme corodate. Prin cristalizare s-au născut, în aceste agregate, foițe neregulate de muscovit, numai în roca albă (albitit). În cealaltă se observă cloritul (pennin + și —) și puțin biotit verzui. Mineralul ia forme scheletice. Epidotul este infiltrat, formînd vinișoare lungi și subțiri (0,013 mm grosime), împreună cu puțin clorit.

Aceste albitite nu sînt însă de tip uranifer. Albititele uranifere cunoscute pînă acum sînt roci legate de zonele metasomatice cu aport

de sodiu, amplasate în formațiuni metamorfice de vîrstă precambriană. Ele aparțin tipului de zăcăminte cu structură întreruptă, complexă.

Criterii de localizare și cercetare

În sistemul complex de cercetare geologică al albititelor uranifere trebuie să se acorde atenție zonelor de exocontact ale corpurilor de granitoide potasice, faliilor din interiorul acestor corpuri, precum și zonelor migmatizate.

Sistemele de falii și zonele migmatizate au, în general, mari amplitudini și prezintă structuri heterogene. Acestea cuprind porțiuni largi din corpul granitoid, cu forme alungite, alternanțe cu corpuri de gnaisuri, migmatite și formațiuni pegmatoide. Zonele înguste ale faliilor controlează de obicei succesiunea de dyke-uri și intruziunile de roci cu compoziție bazică. Nodurile tectonice cu mineralizație uraniferă se identifică, mai ales, în blocuri delimitate de falii ce aparțin unor generații diferite.

Structura albititelor uranifere este determinată, în mod deosebit, de particularitățile tectonicii regionale și locale, care controlează astfel caracteristicile albititelor riebeckit-egirinice și epidot-cloritice.

Metodologia de cercetare și identificare a mineralizațiilor albit-uranifere

Pentru identificarea acestui tip de mineralizație se folosesc materialele rezultate din ridicările de teledetecție și prospecțiunile aerogamma, ca și determinările de heliu din ape, magnetometrie și gravimetrie la scară regională (1 : 200 000) și profile seismice unitare.

Datele obținute din analizele heliului din ape furnizează elemente suplimentare pentru studierea zonelor cu falii ascunse și a fracturilor de mare amplitudine, elemente ce asigură determinarea structurilor tip bloc.

Blocurile și porțiunile cu structură heterogenă se caracterizează prin cîmpuri magnetice și gravitaționale cu semne variabile, orientate în direcția faliilor de adîncime.

Suprafețele de dezvoltare a albititelor riebeckit-egirinice și epidot-cloritice se identifică și cartează după caracteristicile petrografice ale rocilor.

Pentru estimarea perspectivei mineralizațiilor de uraniu din nodurile tectonice se efectuează și cartări radiohidrochimice la scara 1 :200 000. La estimarea judicioasă a acestor mineralizații trebuie să se țină seama de adîncimea nivelului de eroziune a blocului de minereu; adîncimea mică a acestor nivele este indicată de dezvoltarea preponderentă a albititelor de tip clorit-epidot, în timp ce la blocurile adînci, erodate, predomină albititele de tip riebeckit-egirinice.

Pe intersecțiile tectonice mineralizate cu uraniu, a căror perspectivă este evidentă, se pot executa, în continuare, cercetări geologice speciale la scara 1 :50 000 (gravimetrie, magnetometrie) pentru conturarea și estimarea zonelor uranifere de interes deosebit. Se urmărește astfel identificarea următorilor factori de mineralizare :

— zone de falii cu evidente procese de granitizare ;

— intersecții de falii granitizate cu falii din altă generație ;

— zone largi de albitizare și fenomene de metasomatoză clorit-hematitică, silicioase și carbonatice tardive.

În zonele acoperite se execută foraje (1—2/km^2). Se execută, de asemenea, lucrări de radiogeochimie la scara 1 :50 000 sau 1 :25 000, după ale căror date se conturează cîmpurile cu concentrații ridicate de U-general și U-mobil, Pb-radiogen și raportul U : Th.

Pentru estimarea variației conținutului de U pe verticală, trebuie să se țină seama de adîncimea nivelului de eroziune, folosind, în acest scop, caracteristicile zonalității verticale a metasomatitelor sodice, ca și raportul elementelor însoțitoare, considerate ca medie ponderată pentru toată suprafața cîmpului anomal.

Condițiile optime de geometrizare a cîmpurilor de răspîndire se obțin folosind operațiile de egalizare a datelor inițiale cu ajutorul ferestrelor statistice, care asigură punerea în evidență a componentelor caracteristice ale indicilor de geometrizare. Printre acești indici se consideră aureolele contrastante de uraniu mobil cu raport U :Th scăzut, ca și aureolele contrastante de plumb radiogen.

Pentru calculul de rezerve al cîmpurilor uranifere pot fi folosite datele probării cîmpurilor cu concentrații ridicate de U-mobil, Pb-radiogen și raportul U :Th.

Lucrări de prospecțiune geologică

După descoperirea unei mineralizații albit-uranifere se trece imediat la efectuarea complexului de lucrări de prospecțiune geologică, marcînd astfel trecerea la un stadiu superior de cercetare. Acest gen de lucrări se execută în două etape distincte, fiecare din acestea reclamînd nivele superioare de cunoaștere a mineralizației.

Lucrări de prospecțiune

Lucrările din această etapă constau din :

— alegerea criteriilor și indicilor de prospectare a zăcămintelor de albitite uranifere ; studiul particularităților acestora în condițiile naturale existente ;

— identificarea zonelor mineralizate cu detalierea selectivă a observațiilor asupra celor mai importante zone pentru estimarea perspectivei.

Printre criteriile de prospectare a zăcămintelor de albitite uranifere se menționează :

— stabilirea de cîmpuri uranifere cu zone de falii granitizate ;

— intersecții de alte falii cu falii granitizate sau serii de fisuri ramificate și subparalele legate de primele ;

— pachetele de roci cu structură eterogenă, alcătuite din alternanțe de gnaisuri, migmatite, granite pegmatoide și dyke-uri pegmatitice cu proprietăți fizico-mecanice net diferite ;

— zonele de metasomatite sodice (albitite și roci albit-microclinice) cu indici de cataclazare postalbitică și brecifiere ;

— zonele cu silicifieri, cu goluri de lesiere dezvoltate în părțile superioare ale metasomatitelor sodice.

Pentru determinarea factorilor principali de punere în loc a acestor mineralizații se execută cartări geologice specializate cu întocmire de hărți geologice scara 1 :10 000. Cercetările geologice includ studiul mineralogo-petrografic detaliat al rocilor, pentru conturarea zonelor cu metasomatite sodice și descoperirea zonelor de cataclază postalbitică și brecifiere.

Cartarea și studiul faliilor sînt facilitate de datele obținute din lucrările anterioare de geofizică la scară mare (magnetometrie, electrometrie), iar descoperirea zonelor de silicifiere este favorizată de datele cartării geologo-geochimice, folosind rezultatele termometriei incluziunilor de gaz-lichide din mineralele de cuarț.

În condițiile zonelor cu sol gros, prospecțiunea se efectuează cu ajutorul forajelor (cca. 30 de foraje/km^2), aplicîndu-se pe scară largă rețeaua dreptunghiulară de sonde, amplasată pe direcția zonelor mineralizate. Adîncimea găurilor de sondă va fi de 4—6 m în rocile cristaline, studiindu-se atent metasomatitele uranifere din punct de vedere geologic, geochimic și geofizic. Din fiecare sondă se vor recolta probe pentru analize mineralogo-petrografice, ca și pentru determinarea conținutului de uraniu-mobil, molibden și plumb-radiogen. Se efectuează, de asemenea, carotaj gamma și probare geochimică, iar — în cazul prezenței apelor subterane — se recoltează probe de apă pentru determinarea concentrațiilor de elemente radioactive în ape.

Pentru descoperirea aureolelor de uraniu mobil din rocile „in situ", se pot aplica metodele radiografiei pe secțiuni lustruite, cu ajutorul cărora se pot evidenția concentrații ale uraniului pînă la $n \cdot 10^{-8}$ %.

Din analiza probelor geochimice se pot obține informații asupra elementelor însoțitoare ale uraniului (Mo, S, Ti, V, Pb, Zr, P, Sn, Be).

Prin aplicarea metodologiei de cercetare adecvată albititelor uranifere, se stabilesc nu numai principalele criterii de prospecțiune, ci și indicii de cercetare ai zăcămintelor de albitite uranifere, cum sînt :

— aureole primare ale uraniului mobil, elemente însoțitoatre și plumb-radiogen ;

— aureole secundare (reziduale) de uraniu și însoțitoarele sale, ca și produșii de dezintegrare radioactivă din formațiunile aluviale ;

— aureole radio-hidrogeochimice constante cu concentrații ridicate de U, Ra etc.

Fiecare dintre sondele cu anomalii radioactive sau cu alți factori favorabili se execută în continuare pînă intersectează integral formațiunea cu metasomatite. Probele geologice obținute din carote se studiază geologo-radiometric, mineralogic și geochimic.

Zonele cu perspectivă deosebită se cercetează, în continuare, printr-un complex de lucrări de prospecțiune detaliată, iar rezultatele vor fi utilizate la estimarea perspectivei mineralizației.

Pentru întocmirea unor studii de prognoză se folosesc toate informațiile geologice, geofizice și mineralogo-geochimice, iar metoda de calcul a rezervelor de prognoză se alege în funcție de complexitatea și exactitatea datelor obținute. În această situație trebuie să se țină seama, mai ales, de informațiile privind zonalitatea verticală a albititelor uranifere.

În cazul cînd studiile de prognoză sînt pozitive, se trece la executarea unor lucrări capabile să stabilească valoarea industrială probabilă a mineralizației sau să demonstreze că mineralizația nu este decît o simplă „ivire de minereu". Acest studiu de lucrări este cunoscut sub denumirea de „lucrări de prospecțiune-estimare".

Lucrări de prospecțiune-estimare

În cadrul acestei etape de lucrări se execută nu numai cercetări geologo-mineralogice, geofizice și geochimice, ci și un complex de alte lucrări capabile să ofere date tehnico-economice inițiale, necesare pentru estimarea geologo-economică de prognoză a mineralizației.

În cazul cînd mineralizația este acoperită, fără indici de suprafață, lucrările de prospectare-estimare trebuie să includă următoarele :

— cartarea faliilor granitizate, a ramificațiilor acestora sau conjugarea lor cu faliile mai mari, a zonelor cu roci eterogene, a metasomatitelor sodice cu indici de cataclazare postalbitică și brecifiere și a altor structuri care controlează mineralizația ;

— culegerea de informații și generalizarea datelor geologo-mineralogice, geofizice și geochimice, care confirmă apartenența zăcămîntului cercetat la tipul albititelor uranifere ;

— conturarea suprafeței zăcămîntului în plan orizontal (sub cuvertura de depozite) și estimarea productivității mineralizației de uraniu în adîncime, pînă la cîteva sute de metri ;

— studiul selectiv al datelor referitoare la condițiile de zăcămînt, morfologia și structura corpurilor de minereu ;

— estimarea condițiilor geologo-miniere de exploatare a zăcămîntului și a proprietăților tehnologice ale minereului de uraniu;

— culegerea și sintetizarea datelor informative inițiale, în vederea calculului de rezerve de prognoză;

— efectuarea calculului de rezerve de prognoză pentru minereul de uraniu din tot zăcămîntul și al rezervelor de categoria C_2 în perimetrul cu lucrări de detaliu.

Principalele mijloace tehnice de execuție a lucrărilor de prospecțiune-estimare sînt f o r a j e l e. Cînd zăcămîntul aflorează oarecum, adică atunci cînd de sub cuvertura de depozite acoperitoare se pot observa măcar extremitățile superioare ale corpurilor mineralizate, lucrările de prospecțiune-estimare trebuie să înceapă cu forarea unor sonde de mică adîncime, iar cînd depozitele acoperitoare sînt mai mari se vor executa foraje mai adînci, amplasate în zonele cu perspectivă mai mare. Este prematur să se execute foraje în rețea în acest stadiu de cercetare geologică. Mai rațională este forarea sondelor pe profile, la distanța de cîteva sute de metri unele de altele, fixate după cerințele geologice și în funcție de rezultatele sondelor deja forate.

Numărul total de sonde de prospectare-estimare depinde de proporțiile zăcămîntului și de adîncimea nivelului de eroziune. În cazul unui zăcămînt de proporții medii, cu o grosime moderată a depozitelor acoperitoare, numărul de sonde nu trebuie să depășească 10—20. Este indicat ca lucrările de detaliere să se execute în punctele cu productivitate medie a mineralizației, puncte ce reflectă principalele particularități ale structurii și compoziției corpurilor de minereu. În acest scop se pot fora mai multe găuri de sondă, care vor asigura o mare densitate a punctelor.

La documentarea carotei o atenție deosebită se acordă studiului transformărilor metasomatice ale rocilor-gazdă, al compoziției mineralogice și al proprietăților radiometrice ale minereurilor.

Proprietățile tehnologice ale minereurilor se apreciază după compoziția lor, ținînd seama de experiența prelucrării minereurilor similare. Minereurile cu compoziție specifică se probează tehnologic și se analizează în fază laborator.

Lucrări speciale pentru studiul condițiilor geologo-miniere de exploatare a zăcămîntului, de obicei, nu se execută, cu excepția determinării proprietăților fizico-mecanice ale rocilor și a complexului de observații hidrogeologice.

În scopul calculului de rezerve se fundamentează condiții industriale de selecție, care reprezintă orientările generale pentru determinarea cerințelor minime ale industriei față de un zăcămînt concret.

Calculul de rezerve de prognoză, întocmit în baza datelor obținute din lucrările de prospecțiune-estimare, prezintă următoarele caracteristici:

— parametrii geologici de bază pentru explorare se apreciază nu după datele indirecte, ci după rezultatele probării și analizării obținute din lucrările care au intersectat mineralizația, ținînd seama de poziția lor în spațiu și zonele de influență;

— rezervele se calculează numai în conturul lucrărilor executate pe zăcămînt, prin geometrizarea structurilor mineralizate;

— în perimetrul cu lucrări de detaliu se calculează și rezerve de categoria C_2.

După executarea lucrărilor de prospectare-estimare se întocmește studiul tehnico-economic pentru eventuala valorificare a zăcămîntului, care servește drept bază pentru proiectarea viitoarelor lucrări geologice de explorare.

Lucrări de explorare geologică

În desfășurarea lucrărilor de explorare geologică se cunosc trei etape deosebite:

— explorarea preliminară;

— explorarea de detaliu;

— explorarea în timpul exploatării.

E x p l o r a r e a p r e l i m i n a r ă

Lucrările de explorare preliminară se execută pe mineralizații care, în baza rezultatelor obținute din lucrările de prospectare-estimare, au primit o apreciere pozitivă și ca urmare a studiului tehnico-economic asupra zăcămîntului. Obiectivul explorării preliminare îl constituie mineralizațiile în general, iar în cazul nivelelor de eroziune cu adîncime mică, părțile lor superioare cu adîncimea minimă 1 000 m. Obiectivele estimării sînt diferitele porțiuni ale zăcămîntului, zonele productive în limitele cărora rezervele se estimează în diferitele blocuri de calcul (fig. 1).

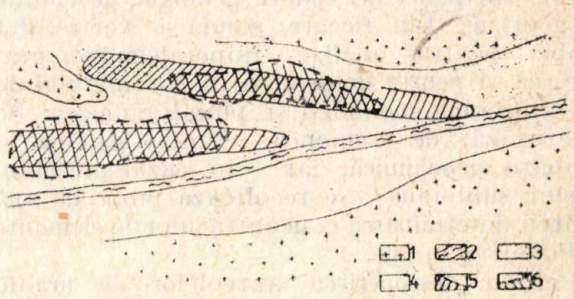


Fig. 1. Plan de orizont într-un zăcămînt de albitite uranifere: *1* — granite; *2* — zone de zdrobire, milonitizare și cataclazare; *3* — albitite; *4* — gnaisuri, migmatite și formațiuni pegmatoide; *5* — contururile zonelor uranifere productive precizate după datele explorării preliminare; *6* — conturul zonelor productive precizate după datele explorării de detaliu.

Lucrările de explorare preliminară vor rezolva următoarele probleme:

— studiul particularităților structurii zonelor de albitite și determinarea structurilor care controlează mineralizația, evidențierea zonelor

cu structură eterogenă a blocurilor formate din conjugarea faliilor, a sistemelor de falii subparalele ramificate, cu indici de diaftoreză, cataclază și brecifiere și ale structurii care determină caracteristicile amplasării și condițiile de zăcămînt ale zonelor productive;

— punerea în evidență a contururilor generale și a structurii zonelor productive de albitite uranifere;

— estimarea condițiilor de zăcămînt, a morfologiei și structurii unor corpuri de minereu mai tipice;

— studiul compoziției minereurilor de uraniu pentru estimarea preliminară a proprietăților tehnologice și diferențierea tipurilor tehnologice și a sorturilor de minereu;

— estimarea condițiilor tehnico-miniere ale viitoarei exploatări miniere a zăcămîntului, cu detaliere ce asigură alegerea metodei de deschidere și exploatare a acestuia;

— obținerea datelor inițiale pentru calculul condițiilor temporare de calcul al rezervelor și al indicilor tehnico-economici preliminari, în vederea întocmirii studiului tehnico-economic;

— calculul rezervelor de categoria C_2 (și al rezervelor de categoria C_1 pe porțiuni cu lucrări de detaliu).

Explorarea preliminară se execută prin profile de sonde verticale, care să intercepteze sub diferite unghiuri mineralizația. Lucrările de foraje sînt însoțite, obligatoriu, de un complex de cercetări geofizice și geochimice.

Inițial, ținînd seama de toate datele cunoscute, se execută foraje de referință pentru obținerea datelor aproximative, referitoare la parametrii posibili ai intervalelor mineralizate, deși sînt cu conținut scăzut de minereu. Ulterior sondele se forează într-o anumită rețea, chiar în lipsa unor corpuri de minereu, astfel ca fiecare bloc din zona uraniferă productivă să fie intersectat în minimum 10—12 locuri (fără sondele din afara conturului mineralizat). Profilele de sonde sînt amplasate la circa 200 m unul de celălalt, iar sondele pe profil la distanță de 70—100 m.

În porțiunile cu lucrări de detaliu, rețeaua de foraj se reduce, dacă este necesar, chiar de două ori.

În stadiul de explorare preliminară cerințele față de calitatea lucrărilor de foraj sînt mai mari.

În primul rînd trebuie să se depună maximum de efort pentru obținerea unor carote corespunzătoare. Recuperajul trebuie să fie de minimum 85—90 %.

Se vor executa, cu multă corectitudine și competență profesională, măsurătorile de inclinometrie în sonde.

Se va efectua carotaj magnetometric, electric, probare geochimică, carotaj gamma și se vor preleva probe pentru studiul compoziției și proprietăților radiologice ale minereurilor și al transformărilor metasomatice ale rocilor-gazdă.

O atenție deosebită se acordă studiului zonalității mineralelor primare și secundare din metasomatite, separării varietăților lor faciale, transformărilor compoziției mineralogice a metasomatitelor și a formațiunilor postalbitice, proporțional cu adîncimea.

Din datele probării geochimice trebuie să rezulte informații referitoare la aureolele de dispersie ale uraniului și ale elementelor însoțitoare din apropierea zonelor mineralizate, ca și caracteristicile pe verticală ale dispoziției fosforului și acidului carbonic.

Proprietățile tehnologice ale minereurilor se apreciază prin analogie cu minereurile din zăcămintele de albitite uranifere deja exploatate, iar în cazul unor particularități deosebite în compoziția mineralogică sau chimică, în texturile și structurile minereurilor se vor recolta probe din carote pentru încercări tehnologice de laborator.

Minereurile de albitite uranifere se deosebesc prin contrastul radiometric scăzut, totuși studierea acestei proprietăți, în stadiul de explorare preliminară, este obligatoriu. Caracteristicile coeficienților probabili ai contrastului radiometric pe bucăți de minereu „in situ" se apreciază după datele interpretării carotajului gamma al sondelor, iar estimarea altor indici tehnico-economici se face prin analogie.

Pentru studierea condițiilor tehnico-miniere ale mineralizației (hidrogeologie, proprietăți fizico-mecanice) se utilizează datele obținute din lucrările de foraj.

În scopul calculului de rezerve se fundamentează și apoi se aprobă condițiile de calitate ale minereurilor și principalii parametri ai corpurilor mineralizate (lungime, grosime, conținut etc.):

— conținutul minim industrial de U în blocul de calcul;

— conținutul limită de U (pentru conturarea intervalelor condiționate și necondiționate în intersecțiile de explorare);

— grosimile limită admise ale zonelor de roci sterile cuprinse în intervalele cu mineralizație industrială.

În condițiile tehnico-miniere ale mineralizației se va menționa metoda de calcul a rezervelor industriale; aceasta se poate face în funcție de conținutul de uraniu, de intensitatea procesului de albitizare (sau a transformărilor postalbitice), caracteristicile aureolelor de contact din acoperișul și culcușul zăcămîntului și totalitatea criteriilor geologice calitative.

Avînd în vedere că explorarea preliminară a mineralizației de uraniu din albitite se face integral prin foraje, calculul de rezerve se face, de obicei, prin metoda profilelor paralele, favorizată de sistemele de lucrări de explorare aplicate, ca și de grosimile mari ale zonelor productive. Dimensiunile blocurilor de calcul nu sînt limitate de condiții. De obicei, un bloc separat se situează în contururile zonei productive, prin

profilele de explorare alăturate. Rezervele se estimează la categoria C_2 și numai în porțiunile cu lucrări de detaliu, cu rețea mai deasă, rezervele calculate se pot raporta la categoria C_1.

După rezultatele explorării preliminare se întocmește studiul tehnico-economic, în care se prezintă estimarea geologo-economică a zăcămîntului, urmată de fundamentarea oportunității valorificării sale economice.

Explorarea de detaliu

Lucrările geologice specifice acestei etape se execută, de obicei, numai pentru acele zăcăminte care, conform studiului tehnico-economic, reprezintă un viitor obiectiv de exploatare industrială de prim ordin.

Obiectivele explorării de detaliu le constituie frecvent porțiunile de perspectivă și mai accesibile ale zăcămîntului (zonele productive) ale căror rezerve totale asigură funcționarea întreprinderii miniere pentru minimum 8—10 ani.

Scopul principal al explorării de detaliu nu este atît precizarea cifrelor medii ale volumului de rezerve și conținuturilor de uraniu în minereu, cît detalierea tuturor parametrilor geologo-minieri și tehnologici ai diferitelor corpuri de minereu, detaliere care asigură elementele pentru întocmirea proiectului de construire a întreprinderii miniere și exploatarea integrală a zăcămîntului.

Prin executarea lucrărilor de explorare de detaliu a albititelor uranifere se realizează următoarele probleme.

- Studiul particularităților structurii zonelor productive care controlează amplasarea corpurilor de minereu uranifer și a zonelor izolate morfologic, în punctele de intersecție ale faliilor cu ramificații ale zonelor de șistuozitate la contactele rocilor eterogene cu indici de cataclază postalbitică, microcutare și milonitizare.
- Conturarea diferitelor corpuri uranifere și estimarea indicilor de transformare a principalelor caracteristici de explorare geologică.
- Estimarea condițiilor de zăcămînt, a morfologiei și structurii corpurilor izolate, mai tipice.
- Studiul mineralogic detaliat al minereurilor și al proprietăților lor tehnologice, ca și al condițiilor tehnico-miniere ale exploatării zăcămîntului, în fiecare corp de minereu.
- Elaborarea și fundamentarea condițiilor pentru calculul de rezerve pe fiecare corp de minereu.
- Calculul de rezerve pe corpuri de minereu și blocuri pentru categoria C_1 (în porțiunile cu lucrări de detaliere se calculează și rezerve de categoria B).

Explorarea de detaliu se execută prin foraje conjugate cu lucrări miniere subterane. Dacă mineralizația este greu accesibilă, cercetările cu lucrări miniere de suprafață, dintr-un puț, se execută minimum două orizonturi, la diferența de 80—120 m, corespunzător unui etaj.

În funcție de nivelul de eroziune al zăcămîntului, orizontul superior al lucrărilor miniere de explorare poate fi amplasat între 120—300 m adîncime.

Lucrările de explorare din orizonturile miniere sînt galeriile transversale combinate cu foraje subterane. Cele mai importante profile de explorare în zăcămînt se execută totuși vertical, fapt care asigură o mai bună corelare a rezultatelor explorării din perimetrul lucrărilor miniere cu cele din afara acestui perimetru. Pentru detalierea datelor din explorări, în planul profilelor verticale din galeriile transversale se execută mai multe foraje înclinate, care evidențiază corpuri de minereu în intervalele dintre orizonturile lucrărilor miniere și adîncime (fig. 2)

Rețeaua de explorare în planul corpurilor de minereu este de 100/50 m și 50/50 m, iar în subteran aceasta se restrînge pînă la 25 m și chiar mai puțin.

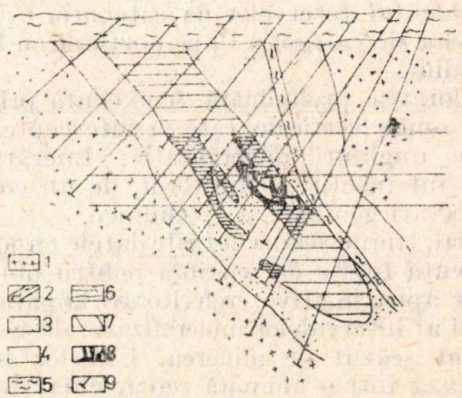


Fig. 2. Secțiune transversală într-un zăcămînt de albitite uranifere: *1* — granite; *2* — zone de cataclază și milonitizare; *3* — albitite; *4* — gnaisuri, migmatite și formațiuni pegmatoide; *5* — depozite acoperitoare; *6* — conturul zonei productive; *7* — conturul corpurilor de minereu; *8* — conturul mineralizației de uraniu; *9*—foraje de exploatare.

Lucrările de explorare de detaliu trebuie să caracterizeze tot volumul de rezerve din zăcămînt. Pentru aceasta parametrii zonelor cercetate trebuie să fie suficient de mari (cca. 10—15 % din volumul total al rezervelor explorate). Dacă din punctul de vedere al complexității geologo-structurale, zăcămîntul face parte din grupa a doua de clasificare, această cerință se satisface prin explorarea a circa 20% din rezerve pentru categoria B. Pentru grupa a III-a de zăcămînt, toate rezervele pot fi atribuite categoriei C_1. Aceasta nu exclude însă necesitatea de a efectua lucrări de detaliere în volumele menționate (fig. 3).

La proiectarea lucrărilor miniere de explorare trebuie să se țină seama de cerințele parțiale sau totale ale viitoarei exploatări a zăcămîntului.

Creșterea calității lucrărilor și a nivelului de informare geologică asupra rezultatelor explorării de detaliu este condiționată, printre altele, și de aplicarea metodelor de fotodocumentare a lucrărilor miniere și de foraj.

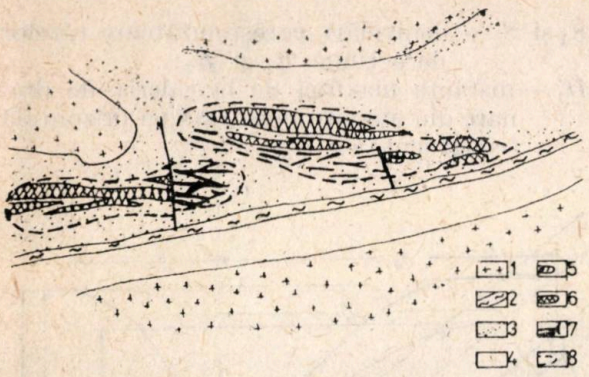


Fig. 3. Orizont dintr-un zăcămînt de albitite uranifere explorat în detaliu : *1* — granite ; *2* — zonă de zdrobire (cataclazare, milonitizare) ; *3* — albitite ; *4* — gnaisuri, migmatite și corpuri pegmatoide ; *5* — conturul zonelor explorate ; *6* — conturul zonelor izolate uranifere ; *7* — conturul zonelor productive după datele explorării de detaliu.

Studiul tehnologic asupra minereurilor necesită uneori un timp îndelungat datorită compoziției complexe a mineralizației. În stadiul explorării de detaliu se fac încercări semiindustriale și industriale și se stabilesc, în mod experimental, indicii de sortare radiometrică și de preparare a minereurilor.

Condițiile geologo-miniere ale zăcămîntului se studiază pe tot parcursul lucrărilor de explorare și se determină, cu precizie, în porțiunile unde se execută lucrări de explorare de detaliu.

Principalul parametru pentru calculul rezervelor de minereu este conținutul minim industrial de uraniu din blocurile geologice de rezerve, ale cărui valori sînt limitate de productivitatea anuală a întreprinderii miniere. Se stabilesc, de asemenea, și următorii parametri suplimentari :

— conținutul limită pentru delimitarea rezervelor de bilanț și în afară de bilanț ;

— grosimile maxime admise ale intervalelor de roci sterile sau ale mineralelor necondiționate din cadrul intervalelor cu mineralizații condiționate ;

— grosimile reale ale corpurilor de minereu și rezerva lor liniară ;

— dimensiunile limită ale blocurilor de calcul ;

— rezervele minime de minereu din corpurile mineralizate izolate.

Rezervele explorate în detaliu se raportează la categoria C_1, iar cele neexplorate — integral la categoria C_2. În limitele perimetrului cu explorări de detaliu, rezervele pot fi raportate atît la categoria B, cît și la categoria C_1, în funcție de gradul de cunoaștere.

Rezervele explorate în detaliu se înaintează la Comisia Republicană de Rezerve, în vederea omologării și apoi a pregătirii pentru exploatare.

Explorarea în timpul exploatării

Lucrările de explorare care se execută paralel cu exploatarea zăcămîntului au ca obiective principale studiul detaliat al compoziției minereurilor și al structurilor mineralizate din limitele zonelor și blocurilor de rezerve, precum și preconizarea proprietăților tehnologice ale minereurilor și a condițiilor tehnico-miniere de exploatare a zăcămîntului.

Documentația geologică și probarea minereurilor uranifere însoțesc toate lucrările capitale, miniere-pregătitoare, de înaintare și întreținere. La nevoie, din lucrările de exploatare se execută foraje de explorare care, de asemenea, vor fi supuse documentării geologice.

Rețeaua de explorare se va alege în funcție de volumul de minereu ce trebuie extras din zăcămînt. Din această cauză se efectuează carotajul gamma în fiecare sondă, fapt ce permite împușcarea selectivă a masei de minereu, ca și a rocilor sterile.

Sortarea radiometrică a minereului pînă la volume mai mici se face în vagonet, iar datele acestei sortări se folosesc ulterior la efectuarea calculelor de control pentru minereurile de uraniu extrase.

După datele documentației sistematice a blocurilor de rezerve se întocmesc fișe, care servesc ca bază la întocmirea studiului tehnico-economic de producție.

Pe măsura exploatării zăcămîntului este posibilă schimbarea caracteristicilor minereului de uraniu și, ca urmare, se schimbă și proprietățile lui tehnologice. Astfel, o dată cu adîncimea se reduce, de obicei, conținutul de carbonați și crește conținutul de fosfor în minereuri. Pechblenda și coffinitul, care se dezvoltă cu precădere în orizonturile superioare, sînt substituite în adîncime de minereurile de pechblendă-branerit, iar la orizonturile cele mai adînci, în compoziția minereurilor predomină uraninitul și branneritul. Din această cauză în procesul de explorare din timpul exploatării se continuă studiul compoziției și proprietăților tehnologice ale minereurilor pînă la recoltarea probelor tehnologice și efectuarea cercetărilor complete.

Pe lîngă explorarea în timpul exploatării, în extremitățile zăcămîntului, ca și la nivelele cele mai adînci ale acestuia, se recomandă efectuarea în continuare a unor lucrări de prospecțiune și explorare geologică pentru descoperirea de noi zone de perspectivă, care vor lărgi baza de materii prime, asigurînd creșterea volumului de minereu uranifer și, implicit, prelungirea termenului de funcționare a întreprinderii miniere.

Bibliografie

[1] Codarcea, Al. *Regiunea Oțna de Fier-Bocșa Montană*. An. Inst. Geol. Vol. XV/1930.

[2] Kajdan, B. A., Sabelcv, N. N. *Prospectarea și explorarea zăcămintelor de metale rare și radioactive*. Moscova, 1982.

[3] Pavelescu, L. *Petrografia rocilor magmatice și metamorfice*. Ed. tehnică, București, 1980.

[4] Rădulescu, D. *Petrologie magmatică și metamorfică*. Ed. didactică și pedagogică, București, 1981.

Metodologie pentru calculul asecării în zăcăminte de lignit înclinate

Dr. geol. **C. Enache**
I.C.I.T.P.M.L. Craiova

Practica asecării subterane arată că metodele și schemele de asecare sînt dependente de poziția lucrărilor miniere față de structura hidrogeologică.

La asecarea nisipurilor acvifere din acoperișul stratelor de lignit înclinate, care se deschid și se exploatează coborînd succesiv în adîncime (extracția făcîndu-se cu stîlpi lungi pe direcție), s-a constatat că aplicarea formulelor de calcul curente existente în literatură nu duce la rezultate satisfăcătoare, deoarece acestea pleacă de la presupunerea că formațiunea acviferă este orizontală și, deci, orice perturbare (puț, foraj, filtru penetrant) creează în jurul său o pîlnie de denivelare dependentă numai de caracteristicile hidrodinamice (debit, denivelare, proprietăți filtrante).

La zăcămintele înclinate trebuie avut în vedere faptul că au loc procese gravitaționale de curgere provocate de înclinarea stratului acvifer.

La zăcămintele de lignit înclinate, exploatate treptat din amonte spre aval, coborîrea nivelului apelor subterane se face pe măsura coborîrii lucrărilor miniere.

Din această cauză nivelul static coboară treptat de la un orizont de drenare situat în amonte la orizontul următor din aval.

Pentru calculul debitului și al timpului de asecare, în condițiile unui strat acvifer sub presiune — situație tipică pentru zăcămintele înclinate (peste 10°) și la care grosimea stratului acvifer este mică (maximum 5 m)—propunem, pe baza rezultatelor obținute în practică, metodologia de calcul prezentată în continuare.

Pentru scrierea formulelor de calcul s-a pornit de la ideea că, în condițiile unui zăcămînt înclinat, pe o linie de drenare, așezată direcțional, debitul unui filtru se compune din două părți :

- o parte din aval, unde acviferul rămîne sub presiune și unde raza de influență rămîne constantă ;
- o parte din amonte, unde raza de acțiune scade treptat pe măsura coborîrii nivelului static.

Situația respectivă este redată în figura 1, în care s-a notat :

R_a — raza de acțiune în aval, care rămîne constantă ;

S_a — denivelarea corespunzătoare razei R_a ;

R_D — raza de acțiune în amonte, la începutul drenării pe galeria din aval ;

S_D — denivelarea corespunzătoare razei R_D ;

R_1 și R_2 — raze de acțiune succesive în acvifer, în amonte ;

S_1 și S_2 — denivelări corespunzătoare razelor de acțiune R_1 și R_2 ;

D'_1 — distanța maximă de la galeria de drenare din amonte măsurată pe orizontală (congruentă cu R_D) ;

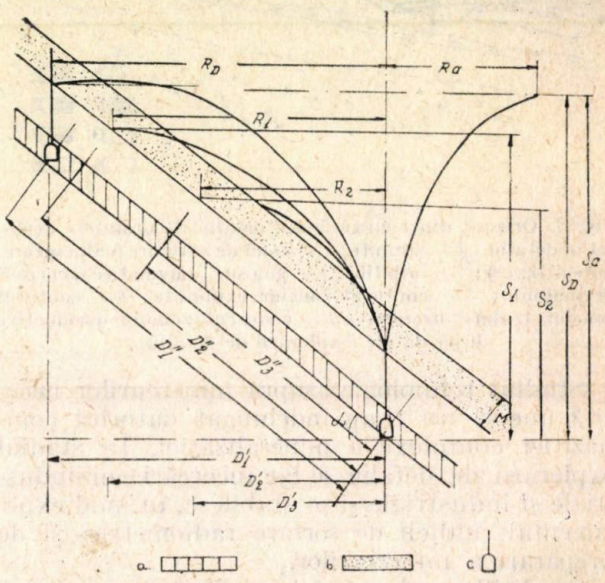


Fig. 1. Schema de calcul :
a — cărbune ; *b* — nisip acvifer ; *c* — galerie de drenare.

D''_1 — aceeași distanță măsurată pe înclinarea stratului ;

D'_2, D'_3 — distanțe pînă la nivelul static, corespunzătoare razelor de acțiune R_1 și R_2, măsurate pe orizontală (congruente cu R_1 și R_2) ;

D''_2—D''_3 — aceleași distanțe măsurate pe înclinarea stratului ;

M — grosimea stratului acvifer ;

α — unghiul de înclinare a zăcămîntului.

Pentru partea din aval, modelările și observațiile în piezometre arată că raza de influență, R_a, corespunde celei calculată cu formula empirică a lui Sichardt (1) pentru ape sub presiune :

$$R = r_0 + 10 \cdot S_a \cdot \sqrt{K} \qquad (1)$$

în care :

r_0 este raza filtrului ;

K — coeficientul de filtrare, m/zi.

Este interesant de remarcat că același rezultat (concordanța razei de influență faptică R_a cu cea calculată cu formula lui Sichardt) s-a obținut prin măsurători de teren în piezometre, pentru foraje de cădere într-un zăcămînt înclinat [1].

Ținînd seama de formula (1), debitul din aval Q_{AV} pentru o galerie direcțională cu filtre, de lungime B, va fi :

$$Q_{AV} = BKM \frac{1}{10\sqrt{K}}. \quad (2)$$

Pentru debitul unui filtru q_{Av} se ia în considerare distanța b între două filtre :

$$q' = bKM \frac{1}{10\sqrt{K}}. \quad (2')$$

Dacă filtrele sînt executate la distanța de 10 m unul de altul (distanță frecvent folosită în practică), formula (2′) devine :

$$q' = KM \frac{1}{\sqrt{K}}. \quad (2'')$$

Pentru partea din amonte, debitul va fi :

$$Q_{AM} = BKM \frac{S}{R}, \quad (3)$$

pentru o galerie cu filtre, de lungime B și :

$$q' = bKM \frac{S}{R}, \quad (3')$$

pentru un filtru cu distanța b între filtre.

În formulele (3) — (3′) raza de influență R este nedeterminată și de aceea calculul se poate face numai dînd valori succesive lui R de la D la Q, deoarece din figura 1 este evident că R scade în timp de la galeria de filtrare din amonte spre galeria din aval. Cu cît pașii sînt mai mici, cu atît calculul este mai exact.

Ținînd seama de înclinarea zăcămîntului α, denivelarea S, pentru oricare rază de acțiune R, se poate determina astfel :

— dacă se măsoară D' (proiecția în planul orizontal a lui D), atunci :

$$S = D' \cdot \operatorname{tg}\alpha; \quad (4)$$

— dacă se măsoară distanța D'' (valoarea lui D pe înclinarea stratului) atunci :

$$S = D'' \cdot \sin\alpha. \quad (5)$$

Înlocuind în formula (3) pe S cu valoarea din formulele (4) sau (5), se obțin relațiile de calcul corespunzătoare condițiilor respective :

$$Q = BKM \frac{D' \cdot \operatorname{tg}\alpha}{R_n} \quad (6)$$

sau :

$$Q = BKM \frac{D'' \sin\alpha}{R_n}, \quad (7)$$

în care : $n = R_{1,2}$.

Înlocuind pe S cu valoarea sa din formulele (4) sau (5) în formula pentru un filtru (3), se obțin formule asemănătoare cu (6) sau (7), în care se înlocuiește B cu b.

Timpul de asecare nu depinde de debitul din aval, care rămîne practic constant, rezultat confirmat de cercetări anterioare [1].

În aceste condiții timpul de asecare se poate determina din raportul între volumul de apă conținut în strat în amonte V_p la fiecare pas de R și debitele Q sau q', la același pas p, pentru p variind între D și 1.

Volumul de apă depinde de porozitatea activă P_e.

Pentru $R = D$ (condiția inițială), volumul de apă conținut în strat va fi :

$$V_p = BMD\, P_e, \quad (8)$$

iar, în continuare, la fiecare pas de R :

$$V_p = BMR_n \cdot P_e. \quad (8')$$

Dacă se ia în considerare un singur filtru, atunci pentru volumul de apă se folosesc formule asemănătoare cu (8) sau (8′), în care se înlocuiește B cu b.

Timpul de asecare pentru fiecare pas de R, va fi deci :

$$T_p = (V_a - V_p)/Q_{AM_p} \quad (9)$$

pentru galerie, sau :

$$T_p = (V_a - V_p)\, q'_{AM_p} \quad (9')$$

pentru un filtru.

În formulele (9) și (9′) s-a notat :

V_a — volumul de apă la pasul anterior;
V_p — volumul de apă la pasul de calcul;
Q_{AM_p} — debitul din amonte pe galerie la pasul p;
q' — debitul din amonte într-un filtru la pasul p.

Timpul total de asecare va fi deci :

$$T = \sum T_p. \quad (10)$$

Pentru calculul debitului Q_{AM_p} sau q'_{AM_p}, la fiecare pas de R, este necesar să se calculeze S_p la pasul respectiv, corespunzător lui R_p.

$$S_p = R_p \operatorname{tg}\alpha. \quad (11)$$

Înlocuind în formulele (3) sau (3′) pe S cu valoarea sa din relația (11), se obțin relațiile pentru calculul debitului la fiecare pas de R :

$$Q_{AM_p} = BKM \operatorname{tg}\alpha \quad (12)$$

sau :

$$q'_{AM_p} = bKM \operatorname{tg}\alpha. \quad (12')$$

Debitul total pentru orice pas de R va fi :

$$Q_{T_p} = Q_{AM} + Q_{AV} \quad (13)$$

sau :

$$q_{T_p} = q'_{AM} + q'_{AV}. \quad (13')$$

Modelul matematic prezentat mai sus poate fi transpus pe un calculator personal de tip

AMIC sau PRAE, folosind următorul program în limbaj BASIC (programul principal) :

```
 10 FOR B = .... TO ... STEP
 20 FOR ALFA = ... TO ... STEP
 30 FOR M = ... TO ... STEP
 40 FOR D = ... TO 1 STEP
 60 FOR K = ... TO ... STEP
 70 FOR PE = ... TO ... STEP
 80 A = ALFA * 3.1419/180
 90 C = SIN (A)
100 E = TAN (A)
110 G = SQR (K)
120 M = B * C
130 VP = B * M * R * PE
140 QAMP = B*K*M*E
150 QAVP = B*K*M*D*E/R
160 QT = QAMP + QAVp
170 TP = VP/QAMP
290 PRINT" — — — — — — — "
200 PRINT B; ALFA
210 PRINT R; K; PE
230 PRINT " — — — — — — "
240 PRINT " QTP = "QT" MC/H"
250 PRINT " — — — — — — — — "
260 PRINT „TP = "TP" ZILE"
270 PRINT " — — — — — — — "
280 NEXT PE
290 NEXT K
300 NEXT R
310 NEXT D
320 NEXT M
330 NEXT B
999 END
```

În program s-au pus 3 puncte (...) acolo unde utilizatorul va pune valoarea dorită.

Cuvintele cheie folosite în limbaj BASIC au următoarele semnificaţii :

FOR = pentru
TO = la, pînă la
STEP = pas sau raţie
SQR = radical ($\sqrt{\ }$)
* = înmulţit (x)
PRINT = efectuează
NEXT = gata, arată că ciclul început prin FOR (pentru M de exemplu) se închide prin NEXT.

Pe monitor apar succesiv rezultatele calculului, ca în exemplul de mai jos :

```
 200    10
   3    80
  70   1.3.    0,2
QTP = 24,85   MC/H
TP  = 284     ZILE
```

Formatul de mai sus se menţine schimbîndu-se conţinutul pentru toate datele introduse în program prin FOR.

Bibliografie

[1] Enache, C., Drighiciu, I. *Stabilirea posibilităţilor de asecare la mina Armăşeşti.* Raport final, iunie 1975, biblioteca I.C.I.T.P.M.L. Craiova

Analizor rapid de cenuşă pentru fluxurile de cărbune din instalaţiile de preparare

Ing. **C. Szabo**
sing. **C. Bădică**
I.C.I.T.P.M.H. Petroşani

Generalităţi

Cunoaşterea exactă a calităţii produselor este elementul principal care condiţionează desfăşurarea procesului de producţie. În majoritatea cazurilor, controlul calităţii produselor nu pune probleme deosebite, acesta putîndu-se efectua cu metode şi aparatură tradiţională. În cazul în care rezultatul procesului de producţie este un material produs în flux continuu, este necesară măsurarea continuă a calităţii acestuia. În această categorie intră procesul de producţie al întreprinderilor miniere şi al instalaţiilor de preparare a cărbunelui care au drept rezultat al procesului de producţie cărbunele livrat în flux continuu.

Parametrul care caracterizează, în mod esenţial, calitatea cărbunelui este conţinutul de cenuşă. Prin metode tradiţionale, determinarea conţinutului de cenuşă a cărbunelui se face prin calcinare. Această metodă standardizată, de altfel, realizează controlul prin eşantionare, raportul dintre cantitatea caracterizată şi eşantion reprezentînd, sub raport de greutate, circa $6 \cdot 10^7$. Deşi acest raport este deosebit de mare, avînd în vedere omogenizările succesive şi repetate care se realizează în cadrul metodei, se consideră că aceasta este satisfăcătoare. Determinarea conţinutului de cenuşă prin metoda calcinării prezintă însă un dezavantaj şi anume durata mare între momentul culegerii eşantionului şi obţinerea rezultatelor, care în mod obişnuit este de 8—12 ore. Această durată mare face ca rezultatele obţinute prin metoda calcinării să fie inutilizabile pentru reglarea operativă a fluxurilor tehnologice. În cadrul

metodei prin calcinare, un rol important îl au operatorii care pregătesc, prelucrează materialul și execută măsurătorile, prin urmare rezultatele sînt afectate de subiectivismul uman.

Căutarea unei metode care să elimine dezavantajele pe care le prezintă metoda de determinare a conținutului de cenușă prin calcinare a dus la dezvoltarea metodelor radioactive. Dintre metodele radioactive, cea mai răspîndită a devenit cea care utilizează radiațiile gamma.

Principiul metodei

Principiul metodei care utilizează radiații gamma pentru determinarea conținutului de cenușă din cărbuni se bazează pe faptul că aceste radiații sînt mai puternic absorbite de către componenții cenușii decît de cărbune. Prin urmare, dacă se îndreaptă un fascicul de raze gamma asupra cărbunelui analizat, cantitatea de radiație reflectată va fi invers proporțională cu conținutul de cenușă al cărbunelui, deoarece cantitatea de radiație reflectată scade proporțional cu creșterea conținutului de cenușă din cărbune. Pentru a asigura această proporționalitate, este necesar ca atît sursa de radiații, cît și receptorul să se găsească la o distanță fixă unul de altul, precum și de suprafața cărbunelui analizat.

Funcția care descrie variația conținutului de cenușă în dependență de cantitatea de raze gamma reflectată este dată de relația :

$$A = \frac{\frac{K}{R} - (W.Ch_W + VCh_V + C_p)}{Ch_A}, \qquad (1)$$

în care :

Ch_A, Ch_W, Ch_V sînt constante chimice ;
C_p — constanta lui Compton ;
K — constantă de aparat ;
R — numărul de particule reflectate ;
A — conținutul de cenușă.

Descrierea analizorului de cenușă

Pe baza principiului sus-enunțat, s-a construit de către Institutul de fizică și inginerie nucleară (colectiv condus de dr. ing. V. Marghitu), analizorul de cenușă AWQC — 3, în cadrul unui contract încheiat între I.C.I.T.P.M.H. Petroșani și I.F.I.N. București.

Analizorul de cenușă se compune din traductorul și blocul electronic. Traductorul formează un bloc unic și este echipat în principal cu : sursă de radiații Am 241, receptor de radiații (fotomultiplicator) și o casetă electronică de adaptare a semnalului. Blocul electronic cuprinde : panoul de comandă, blocul central de prelucrare, interfață de intrare — ieșire, convertoare analogice, imprimantă și sursă de alimentare. Fotografia blocului electronic este redată în figura 1, iar schema-bloc a analizorului în figura 2.

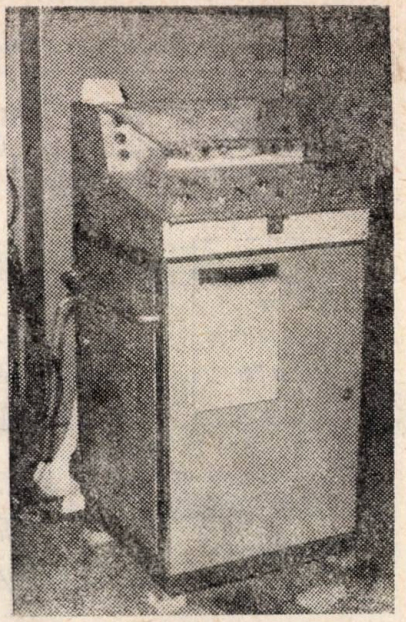


Fig. 1. Analizorul de cenușă.

Blocul central de prelucrare s-a realizat cu microprocesor de tip SIGNETICS — 2650 memorie RAM de 1 Ko și memorie ROM de 14 Ko. Acest bloc permite prelucrarea numerică a datelor de intrare, realizează afișarea numerică a rezultatelor, cît și tipărirea lor la o mini-imprimantă. În esență, blocul electronic în ansamblu este un calculator de proces realizat cu microprocesor.

După cum s-a arătat, relația dintre conținutul de cenușă și particulele gamma reflectate este o funcție hiperbolică și reprezintă chiar curba de calibrare a analizorului de cenușă. Această curbă—în cazul analizorului AWQC — devine :

$$A^i = \frac{\frac{K_1}{R} - K_2}{K_3},$$

în care :

A^i este conținutul de cenușă inițială (sau anhidră) ;
K_1, K_2, K_3 — constante ;
R — numărul particulelor reflectate pe durata de 10 s.

Faptul că analizorul afișează cenușa inițială sau anhidră depinde de alegerea constantelor.

Curba de calibrare s-a determinat în prima fază teoretic și s-a corectat pe baza experienței dobîndite în utilizarea analizorului de cenușă. Constantele care apar în funcția curbei de calibrare se modifică de la tastatura panoului de comandă, ele fiind determinate pe baza com-

parării rezultatelor dintre măsurările efectuate cu analizorul radiometric și cele obținute prin calcinare la aceeași probă. Curba de calibrare

lipsită de praf, umezeală și vibrații; distanța dintre traductor și blocul electronic poate fi de maximum 500 m. Afișarea rezultatelor se face

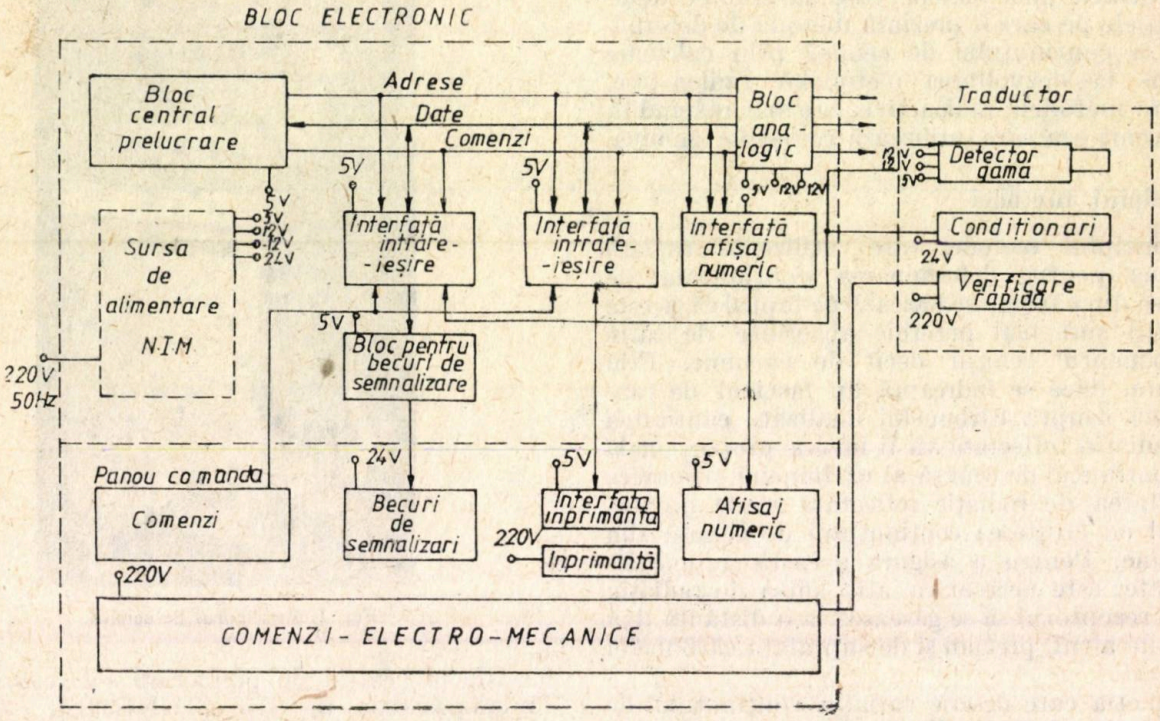


Fig. 2. Schema-bloc a analizorului de cenușă.

pentru analizorul de cenușă AWQC — 3 este prezentată în figura 3.

Analizorul de cenușă AWQC — 3 se poate monta direct pe flux, deasupra unui transportor

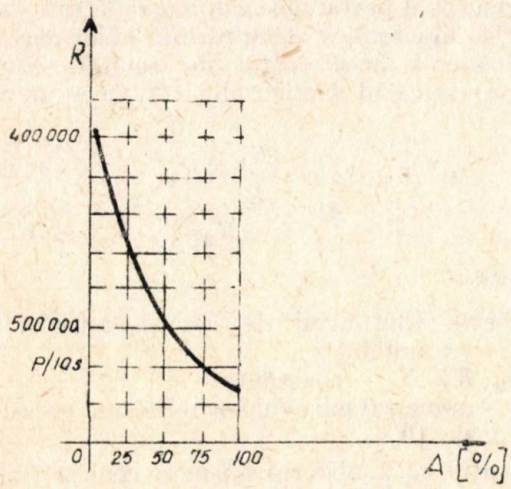


Fig. 3. Curba de calibrare a analizorului de cenușă.

cu bandă, analiza materialului făcîndu-se în mod continuu. De fapt deasupra transportorului cu bandă se montează numai traductorul, iar blocul electronic se amplasează într-o cameră

direct numeric cu două cifre întregi și două zecimale. Rezultatele se tipăresc la miniimprimantă la intervale de timp dorite; de asemenea, se pot tipări și valori medii la intervale de timp reglate în prealabil. Concomitent cu tipărirea conținutului de cenușă se tipăresc data și ora la care s-a executat măsurătoarea.

Experimentarea analizorului de cenușă

Analizorul de cenușă s-a experimentat în cadrul Întreprinderii de preparare a cărbunelui Valea Jiului — Petroșani, la Instalația de preparare Petrila, pe probe statice. Rezultatele acestor măsurători pentru sortul de mixte sînt prezentate în figura 4. S-au prezentat, în acest tabel, limitele extreme ale erorilor absolute și s-au înscris erorile medii absolute pentru patru perioade de experimentare. Se constată că intervalul limitelor erorii absolute arată o clară tendință de scădere datorată corectării curbei de etalonare a aparatului, pe măsura cîștigării experienței în utilizarea aparatului. De asemenea, se poate constata că valorile medii ale erorilor se încadrează în limite rezonabile.

Experimentarea analizorului de cenușă s-a continuat la Instalația de preparare Lupeni, unde traductorul analizorului s-a montat pe flux, măsurătoarea executîndu-se în flux con-

tinuu. Traductorul s-a montat deasupra unui transportor cu bandă dotat cu dispozitive speciale pentru asigurarea condițiilor de măsurare, respectiv:

— granulația materialului, 0—20 mm;

— suprafața materialului să fie netedă și plană, în limitele posibilităților de netezire ale

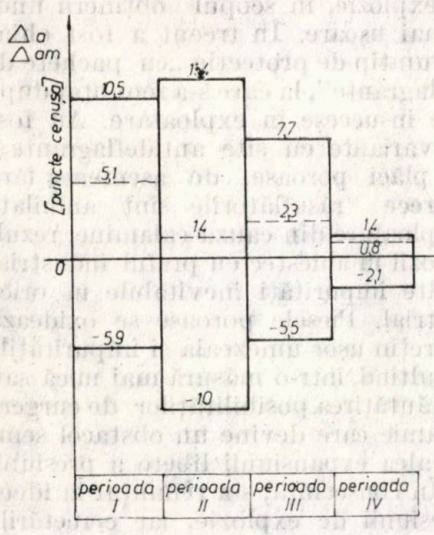


Fig. 4. Rezultatele măsurătorilor pe sortul de mixte la Instalația de preparare Petrila.

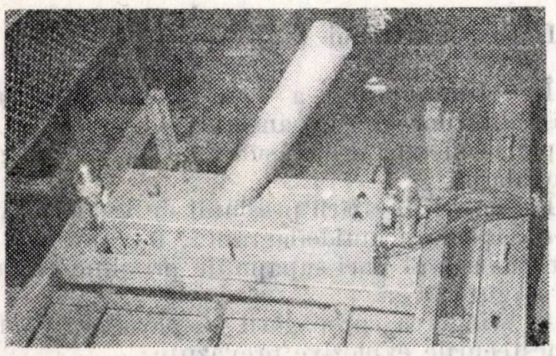


Fig. 5. Montarea traductorului deasupra transportorului cu bandă (vedere de sus).

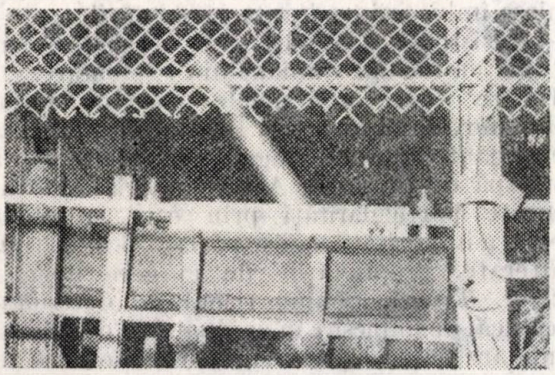


Fig. 6. Montarea traductorului deasupra transportorului cu bandă (vedere laterală).

unei role care se învîrtește ușor, antrenată de material;

— suprafața materialului măsurat să fie la o distanță de 25 ± 2 mm de la talpa traductorului;

— viteza de mișcare a materialului, 0,3 m/s;

— secțiunea materialului să fie un trapez cu baza mare de 330—430 mm, sprijinită pe bandă, avînd înălțimea 140—170 mm, baza mică 230—330 mm;

— durata minimă de funcționare, la debit constant, 15 min.

Montarea traductorului deasupra transportorului este redată în figura 5.

Pe durata experimentărilor s-au executat două seturi de măsurători pentru determinarea constantelor de calibrare, după care s-a trecut la experimentarea propriu-zisă. S-au executat măsurători în trei perioade, cu rezultatele redate în figura 7. Se constată că analizorul de cenușă a asigurat, de fiecare dată, o precizie

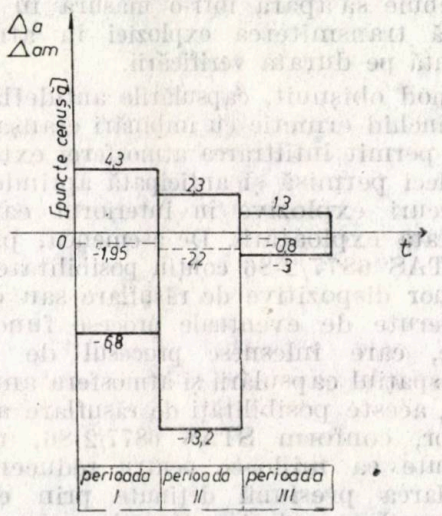


Fig. 7. Rezultatele măsurătorilor pe sortul de mixte prin montarea analizorului pe flux.

la eroarea absolută medie ce s-a încadrat în domeniul de ± 2,5 puncte, domeniu stabilit de specialiștii tehnologi ca fiind satisfăcător pentru realizarea reglajelor tehnologice.

Concluzii

Analizorul de cenușă AWQC — 3 elimină dezavantajele pe care le prezintă metoda de determinare a conținutului de cenușă prin calcinare, prin faptul că măsurătorile se execută în flux continuu, rezultatele măsurătorilor se obțin instantaneu, rezultatele se tipăresc și se localizează în timp, elimină subiectivismul uman. Precizia măsurătorilor s-a încadrat în limitele pretinse de tehnologi.

În concluzie, analizorul este deosebit de util pentru reglarea procesului tehnologic din instalațiile de preparare a cărbunelui, utilizarea lui conducînd la creșterea calității cărbunelui livrat.

Supape de presiune pentru capsulări antideflagrante

Ing. I. Vânătoru
C.C.I.T.P.S.M. Petroşani

I. Introducere

Capsulările antideflagrante ale echipamentului electric pentru atmosfere potenţial explozive se disting prin caracteristicile de rezistenţă la presiune sub acţiunea unor explozii provocate în interior şi de robusteţe mecanică sub acţiunea factorilor agresivi din exploatare.

Conform prescripţiilor STAS 6877/2-86, capsulările trebuie să reziste la exploziile interioare cele mai severe care sînt de aşteptat în exploatare, funcţie de grupele de atmosfere explozive prevăzute cu un anumit factor de siguranţă peste nivelul de verificare. Sub efectul exploziei nu trebuie să apară deformaţii permanente, dar nici chiar deformaţii temporare nu trebuie să apară într-o măsură în care să permită transmiterea exploziei în atmosfera ambiantă pe durata verificării.

În mod obişnuit, capsulările antideflagrante nu se închid ermetic cu îmbinări etanşate perfect şi permit infiltrarea atmosferei exterioare, fiind deci permisă şi anticipată aprinderea de amestecuri explozive în interiorul capsulării pe durata exploatării. De asemenea, prescripţiile STAS 6877/2-86 conţin posibilitatea folosirii unor dispozitive de răsuflare sau de drenare cerute de eventuale procese funcţionale interne, care înlesnesc procesul de schimb dintre spaţiul capsulării şi atmosfera ambiantă. Totuşi, aceste posibilităţi de răsuflare ale capsulărilor, conform STAS 6877/2-86, nu sînt prevăzute ca mijloace pentru reducerea sau expandarea presiunii deţinute prin explozia amestecurilor explozive. Capsularea antideflagrantă trebuie să suporte presiunea maximă de explozie dezvoltată de amestecurile explozive tipice, în condiţiile cele mai nefavorabile de montare a capsulării, conform prescripţiilor STAS 6877/2-86 pct. 14.1.1. şi STAS 6877/1-86 pct. 22.4.2.

Scopul verificării, conform prescripţiilor de mai sus, este de a se asigura că poate fi reţinută de capsulare toată energia exploziei. În aceste condiţii de verificare se obţine o construcţie de tip greu, durabilă, stabilă în exploatare, fără să fie periclitată la presiunile maxime de explozie determinate, indiferent de starea eventualelor posibilităţi de răsuflare prevăzute [1 ;5].

II. Experienţe anterioare

Sînt unele domenii de capsulare antideflagrantă în care pot avea loc explozii de amestecuri supraactivate sau combinate cu fenomene de arc electric sau încălziri excesive, care dezvoltă suprapresiuni anormale, de peste 10 bar, şi determină construcţii deosebit de grele.

Au fost făcute încercări de folosire a dispozitivelor de răsuflare pentru degajarea presiunilor excesive de explozie, în scopul obţinerii unor construcţii mai uşoare. În trecut a fost chiar standardizat un tip de protecţie „cu pachete de plăci antideflagrante", la care s-a renunţat după cîţiva ani de insuccese în exploatare. Au fost încercate şi variante cu site antideflagrante şi dopuri sau plăci poroase, de asemenea fără succes, deoarece răsuflătorile sînt anihilate treptat în exploatare din cauza calaminei rezultate din explozii în amestec cu praful industrial depus sau alte impurităţi inevitabile în orice mediu industrial. Piesele poroase se oxidează cu timpul şi reţin uşor umezeala şi impurităţile aderente, rezultînd, într-o măsură mai mică sau mai mare, înrăutăţirea posibilităţilor de curgere în regim dinamic care devine un obstacol semnificativ în calea expansiunii libere a presiunii de explozie. În consecinţă, s-a renunţat la ideea degajării presiunii de explozie, iar cercetările au fost orientate, în toate cazurile, pe studierea posibilităţilor de prevenire a fenomenelor generatoare de presiuni excesive [2 ; 3 ; 6].

III. Dispozitive noi

În ultimul timp a fost reluată cercetarea posibilităţilor de expansiune a presiunii de explozie cu supape de răsuflare din oţel spongios inoxidabil.

În scopul degajării presiunii de explozie dintr-o capsulare antideflagrantă, mecanismul de funcţionare al unei supape de presiune trebuie să asigure [4]:

— stingerea propagării exploziilor pentru amestecurile explozive prevăzute;

— permeabilitate relativă pentru curgerea liberă a gazelor la dimensiuni minime;

— caracteristici de autocurăţare pentru prevenirea îmbîcsirii pe durata exploatării;

— rezistenţă mecanică şi la coroziune compatibilă cu mediul ambiant din exploatare.

Dintre toate materialele poroase, numai oţelul inoxidabil spongios întruneşte proprietăţile mecanice şi antideflagrante necesare pentru o supapă de presiune. Acest material prezintă anumite particularităţi prin care se reduce aderenţa impurităţilor şi se păstrează mult timp, nealterate, proprietăţile de curgere liberă a gazelor. Totuşi, rămîne riscul de deteriorare mecanică, de îmbîcsire în exploatare cu reziduuri secundare de la explozii sau alte fenomene termice interioare, avînd afinitate deosebită pe orice suprafaţă. De asemenea, în exploatare

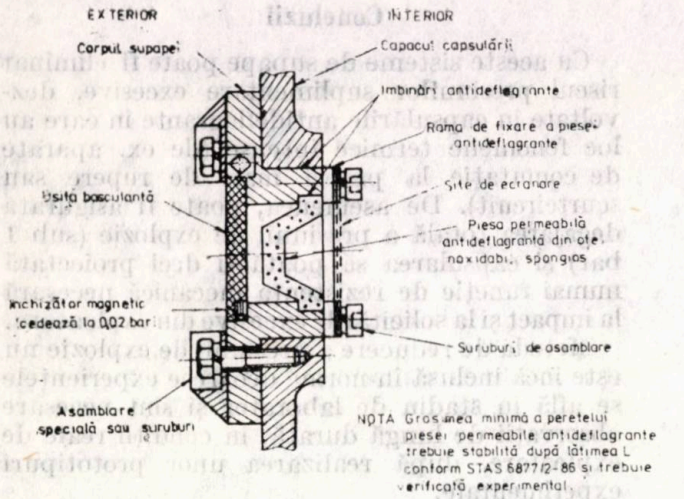


Fig. 1. Supapă de presiune cu material permeabil din oțel spongios inoxidabil, sistem USBM.

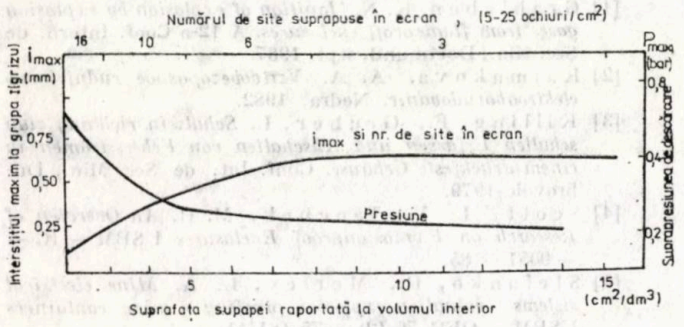


Fig. 2. Relația informativă între suprafața supapei, numărul sitelor de evacuare, interstițiul maxim și presiunea de descărcare la capsulări din grupa I, USBM.

există riscul îmbibării cu diferite substanțe de curățare sau lacuri folosite la întreținere, care se întăresc prin uscare sau prin oxidare, fiind necesare anumite mijloace suplimentare de protecție.

În figura 1 se prezintă sistemul de supapă de presiune cu oțel inoxidabil spongios tip „Retimet" (M. B.), care a dat rezultate pozitive în experimentele de laborator [4].

Ecranul din site inoxidabile, pe partea interioară, și capacul metalic basculant, pe partea exterioară, reprezintă mijloacele suplimentare de protecție mecanică și de prevenire a îmbîcsirii cu reziduuri de explozie sau alte substanțe.

În figura 2 se prezintă caracteristicile mecanice și antideflagrante ale supapei și numărul straturilor de site ale ecranului interior. Dacă raportul dintre suprafața supapei și volumul interior se asigură peste 2 cm^2/dm^3, presiunea dezvoltată se reduce sub 1 bar. Proprietățile mecanice și anticorozive ale materialului „Retimet" asigură o stabilitate îndelungată a supapei în exploatare.

Pornind de la sistemul de mai sus, cu material permeabil spongios au fost verificate posibilitățile cu pachete de plăci antideflagrante din oțel inoxidabil.

În figura 3 se prezintă, schematic, supapa cu pachet de plăci care a dat rezultate pozitive la experiențele de laborator dacă se asigură o finețe superioară la prelucrarea plăcilor prin șlefuire.

Totuși, la acest sistem rezultă un gabarit destul de mare pentru supapă. Acest gabarit poate fi redus dacă se folosește un dop permea-

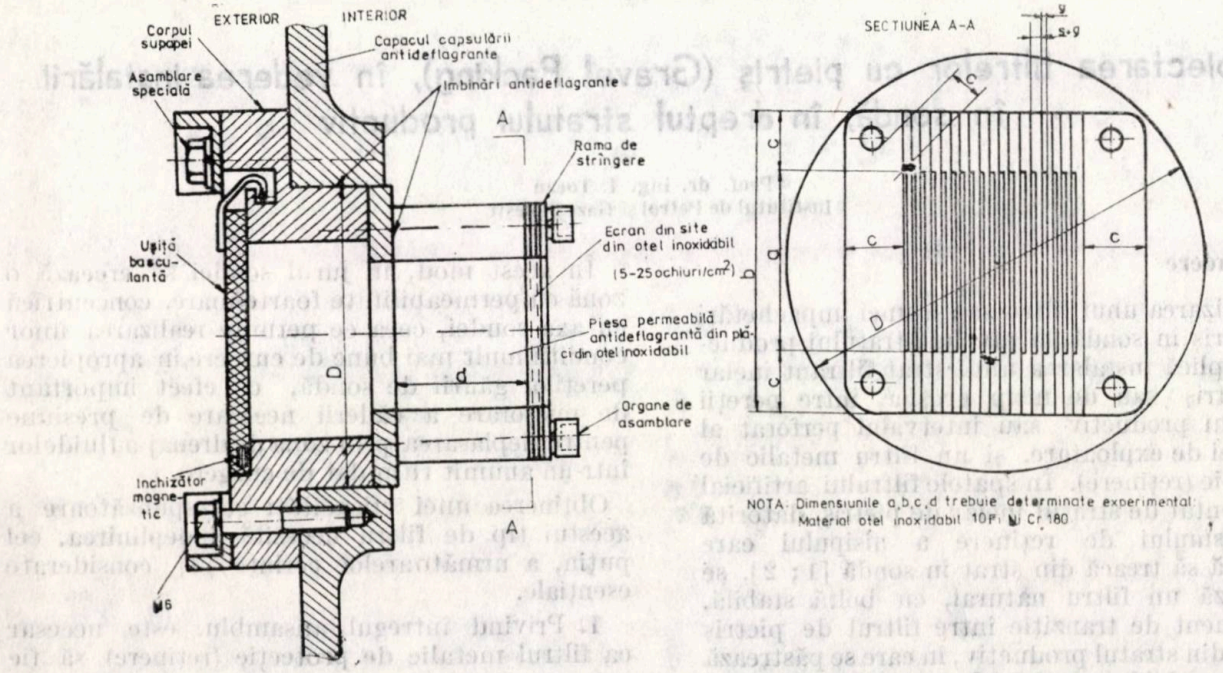


Fig. 3. Supapă de presiune cu pachet de plăci inoxidabile.

bil cilindric format din plăci sudate din oţel inoxidabil, prezentat în figura 4, în locul pachetului cu îmbinări plane. Dimensiunile *a*, *b*, *c*, *d* trebuie determinate experimental (lăţimea *d* se situează în jur de 40 mm).

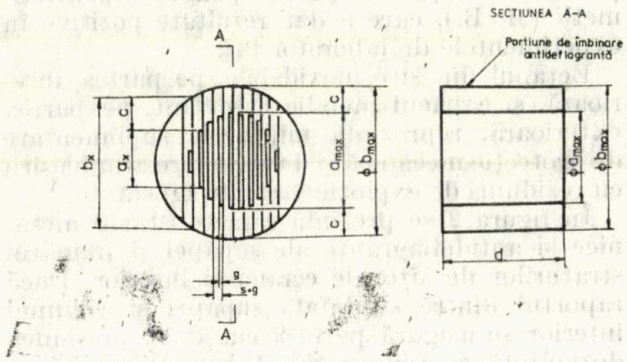


Fig. 4. Dop permeabil din plăci inoxidabile.

Ecranul interior trebuie realizat din site de oţel inoxidabil de circa 5 ochiuri/cm². Numărul sitelor suprapuse depinde de raportul dintre suprafaţa supapei şi volumul interior, conform relaţiei informative din figura 2.

Ecranul exterior trebuie realizat sub forma unui capac metalic basculant cu închizător magnetic uşor care să deschidă supapa la presiune minimă (sub 0,2 bar).

Supapa de presiune trebuie aplicată pe capacul capsulării, în scopul înlesnirii maxime a controlului în exploatare.

Concluzii

Cu aceste sisteme de supape poate fi eliminat riscul presiunilor suplimentare excesive, dezvoltate în capsulările antideflagrante în care au loc fenomene termice intense (de ex. aparate de comutaţie la puteri mari de rupere sau scurtcircuit). De asemenea, poate fi asigurată degajarea totală a presiunii de explozie (sub 1 bar) şi capsularea să poată fi deci proiectată numai funcţie de rezistenţa mecanică necesară la impact şi la solicitările excesive din exploatare.

Metoda de reducere a presiunii de explozie nu este încă inclusă în norme deoarece experienţele se află în stadiu de laborator şi sînt necesare observaţii de lungă durată, în condiţii reale de exploatare, după realizarea unor prototipuri experimentale.

Bibliografie

[1] Grableben, K. N. *Ignition of explosion by explosion gases from flameproff enclosures.* A 12-a Conf. Intern. de Sec. Min., Dortmund, sept, 1967.

[2] Kaimakova, A. A. *Vzrîvobezopasnoe rudnicinovo elektrooborudovanie.* Nedra, 1982.

[3] Killing, F., Gruber, L. *Schutzein richtung zum schullen Erfassen und Ahschalten von Fehersströmen in einem druckfeste Gehäuse.* Conf. Int. de Sec. Min., Dubrovnic 1979.

[4] Scott, L. V., Ienchek, M. R. *An Overvien of Research on Explosionproof Enclosures* USBM — IC — — 9051 — 85.

[5] Stefanko, R., Morley, L. A. *Mine electrical sistems evaluation explosion proofing of mine containers* USBM — OFR 76 (2) — 75 (SUA).

[6] Woermann, W. *Testing of Flameproof Enclosures.* Glückauf Forsch, vol. 31, nr. 5, oct. 1970.

[7] * * * STAS 6877/2—86 — *Echipamente electrice pentru atmosfere potenţial explozive. Capsulare antideflagrantă.*

Proiectarea filtrelor cu pietriş (Gravel Packing), în vederea instalării în sondă, în dreptul stratului productiv

Prof. dr. ing. I. Tocan
Institutul de Petrol şi Gaze Ploieşti

Introducere

Realizarea unui filtru sau a unei împachetări cu pietriş în sondă, la nivelul stratului productiv, implică instalarea unui strat filtrant inelar de pietriş sau de nisip grosier, între pereţii stratului productiv sau intervalul perforat al coloanei de exploatare, şi un filtru metalic de protecţie (reţinere). În spatele filtrului artificial reprezentat de stratul inelar de pietriş, datorită mecanismului de reţinere a nisipului care încearcă să treacă din strat în sondă [1; 2], se formează un filtru natural, cu boltă stabilă, ca element de tranziţie între filtrul de pietriş şi roca din stratul productiv, în care se păstrează încă un echilibru stabil al granulelor de nisip.

În acest mod, în jurul sondei se creează o zonă cu permeabilitate foarte mare, concentrică cu axa sondei, ceea ce permite realizarea unor condiţii mult mai bune de curgere în apropierea pereţilor găurii de sondă, cu efect important de micşorare a căderii necesare de presiune pentru deplasarea prin zona de drenaj a fluidelor într-un anumit ritm dat de curgere.

Obţinerea unei eficacităţi corespunzătoare a acestui tip de filtru necesită îndeplinirea, cel puţin, a următoarelor cerinţe [3] considerate esenţiale.

1. Privind întregul ansamblu, este necesar ca filtrul metalic de protecţie (reţinere) să fie complet înconjurat, în dreptul stratului pro-

ductiv, cu un strat inelar de pietriș de grosime adecvată și bine tasat.

2. În ceea ce privește filtrul metalic de protecție, este necesar ca deschiderile acestuia (șlițuri sau orificii) să aibă o astfel de mărime, încît să nu permită trecerea prin ele a niciunei granule din stratul de pietriș înconjurător.

3. În ceea ce privește împachetarea propriu-zisă cu pietriș, aceasta trebuie să fie alcătuită din granule cu diametru corespunzător pentru a realiza efectul necesar de reținere a nisipului în strat.

În acest sens, granulele de pietriș trebuie să fie astfel alese, ca formă și dimensiune, încît —așezate compact în stratul filtrant de pietriș— să permită trecerea, o dată cu fluidele care curg din stratul productiv în sondă, numai a particulelor foarte mici de nisip care vin din strat. Granulele de nisip cu diametru mai mare vor trebui să se oprească la intrarea în deschiderile dintre granulele de pietriș din împachetare, ca urmare a fenomenului de „podire". Din momentul intrării în acțiune a efectului „podirii", granulele mai mari de nisip, care s-au oprit la intrările din împachetarea cu pietriș, vor acționa ca bariere pentru granulele de nisip cu diametru mai mic, avînd loc un proces de sortare naturală, gradată, cu efect de reținere selectivă a granulelor de nisip [1 ; 3].

Efectul de reținere a nisipului în strat de către un filtru cu pietriș

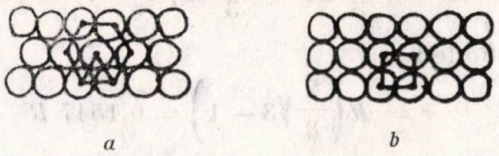
Pentru a obține efectul de reținere a nisipului în strat, cu ajutorul unui filtru de acest tip, este necesar a cunoaște ce raport trebuie să existe între diametrul granulelor de pietriș cu care este alcătuit filtrul și diametrul granulelor de nisip care trebuie să fie reținute și împiedicate să traverseze pachetul de pietriș cu rol de ecran. Acest raport este denumit, pe scurt, rația pietriș-nisip.

Pentru aceasta, este necesar a stabili care este diametrul maxim, d_{max}, al unui bob sferic (reprezentînd granulele de nisip) care, teoretic, ar mai putea trece prin spațiile libere ale unei rețele alcătuite din boabe sferice cu diametrul D (reprezentînd granulele de pietriș).

Idealizînd împachetarea cu pietriș prin sfere cu același diametru, se poate admite că așezarea acestora într-o împachetare va prezenta două aranjamente posibile care, privite ca rețele formate de centrele sferelor, vor prezenta fie o rețea romboedrică (așezare cu formă hexagonală în plan), fie o rețea cubică (așezare cu formă pătrată în plan).

Din examinarea celor două aranjamente, prezentate schematic, se observă că spațiul rămas liber între boabele sferice mari, constituind secțiune de trecere pentru boabele sferice mici, în cazul așezării cu formă hexagonală în plan (fig. 1*a*) este un triunghi curbiliniu, iar în cazul așezării cu formă pătrată în plan (fig. 1*b*) este un patrulater curbiliniu.

Cercurile înscrise în triunghiul curbiliniu și în patrulaterul curbiliniu reprezintă suprafețele maxime ale secțiunilor de trecere pentru boabele sferice mici. Prin urmare, luînd diametrele acestor cercuri ca limită superioară a diametrului boabelor sferice mici care ar mai putea trece printre boabele sferice mari, care alcătuiesc împachetarea, se dispune de un criteriu de alegere a acestora din urmă, cînd este cunoscută mărimea boabelor sferice mici.



a *b*

Fig. 1. Aranjamente ideale ale unei împachetări cu pietriș
a — rețea romboedrică (așezare cu formă hexagonală în plan);
b — rețea cubică (așezare cu forma pătrată în plan).

Rația pietriș-nisip în cazul celor două aranjamente

Pentru a stabili relația între diametrul D al boabelor sferice mari și diametrul d al boabelor sferice mici, se ia în considerare din aranjamentul de ansamblu numai schema pentru un spațiu de trecere.

a. Așezarea sub formă hexagonală în plan a boabelor sferice mari

În acest caz, din figura 2, pot fi observate următoarele :

— distanța $\overline{AB}$ dintre centrele a două sfere alăturate :

$$\overline{AB} = 2R;$$

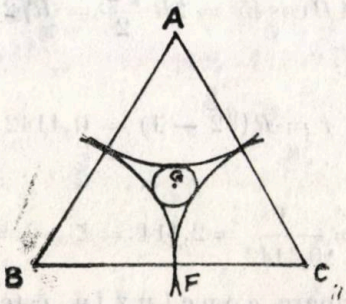


Fig. 2. Spațiul de trecere de forma triunghiului curbiliniu.

— înălțimea triunghiului ABC :

$$\overline{AF} = \overline{AB}\cos 30° = 2R\frac{\sqrt{3}}{2} = R\sqrt{3};$$

— poziția centrului cercului înscris în triunghiul curbiliniu :

$$\overline{AG} = \frac{2}{3}\overline{AF} = \frac{2}{3}R\sqrt{3} = R + r;$$

de unde :

$$r = R\left(\frac{2}{3}\sqrt{3} - 1\right) = 0{,}1547\ R$$

și :

$$\frac{R}{r} = \frac{1}{0{,}1547} = 6{,}464 = \zeta_{teor_1} = \frac{D}{d}.$$

În concluzie, prin spațiile rămase libere între boabele sferice mari, se poate admite teoretic că vor trece boabe sferice mici al căror diametru este de cel mult 6,464 ori mai mic decît al celor mari.

b. Așezarea sub formă pătrată în plan a boabelor sferice mari

Distanța $\overline{AB}$ între centrele a două sfere alăturate (fig. 3) :

$$\overline{AB} = 2R.$$

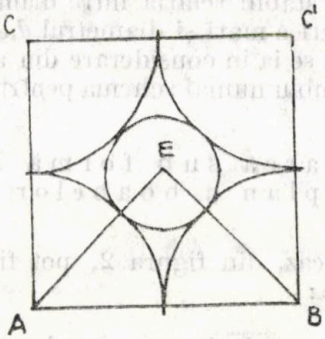


Fig. 3. Spațiul de trecere de forma patrulaterului curbiliniu.

Poziția centrului cercului înscris în patrulaterul curbiliniu :

$$\overline{AE} = \overline{AB}\cos 45° = 2R\frac{\sqrt{2}}{2} = R\sqrt{2} = R + r,$$

de unde :

$$r = R(\sqrt{2} - 1) = 0{,}4142\ R$$

și :

$$\frac{R}{r} = \frac{1}{0{,}4142} = 2{,}414 = \zeta_{teor_2} = \frac{D}{d}.$$

Prin urmare, concluzia este că boabele sferice cu diametru mic, d, vor fi reținute la intrarea în împachetarea cu boabe sferice mari, cu diametrul D, dacă acestea au un diametru de cel mult 2,414 ori mai mare decît al celor mici.

Remarcă. Admițînd că boabele sferice mici nu mai au același diametru, ci prezintă o anumită gamă de fracții de granule, este de așteptat ca după trecerea prin împachetarea cu boabe sferice mari a unui număr de granule mici cu diametre în limitele menționate mai sus, să apară fenomenul de „podire" în fața deschiderilor dintre granulele mari și printre acestea nu vor mai trece decît granule mici cu diametrul egal cu cel mult jumătate din diametrul limită (diametrul cercului înscris în triunghiul sau patrulaterul curbiliniu). În acest fel, limita superioară a diametrului granulelor mici care „podesc" la intrarea în împachetare se va reduce la jumătate.

Prin urmare :

$$\zeta_{teor_1} = \frac{D}{d} = 6{,}464 \rightarrow \zeta_{corectat_1} = \frac{D}{\frac{d}{2}} =$$

$$= 2 \cdot \frac{D}{d} = 2 \cdot 6{,}464 \simeq 13$$

și :

$$\zeta_{teor_2} = \frac{D}{d} = 2{,}414 \rightarrow \zeta_{corectat_1} = \frac{D}{\frac{d}{2}} =$$

$$= 2 \cdot \frac{D}{d} = 2 \cdot 2{,}414 \simeq 5.$$

Observație. În urma experimentelor efectuate, utilizînd nisipuri provenite din strate productive deschise prin sonde de extracție a petrolului, s-a stabilit că pentru proiectarea unei împachetări cu pietriș [4] cu eficiență adecvată, pot fi admise, ca elemente de bază pentru efectuarea calculelor, următoarele valori :

— rația pietriș-nisip optimă :

$$\zeta_{opt} = \frac{D}{d} = 6;$$

— rația maximă pietriș-nisip :

$$\zeta_{max} = \frac{D}{d} = 8.$$

Metoda de proiectare a unui filtru (împachetare) cu pietriș

Atunci cînd împachetarea cu pietriș este necesar să ecraneze un strat de nisip neconsolidat (strat productiv real), criteriile stabilite în cele expuse pînă aici vor trebui reconsiderate în funcție de :

- caracteristica granulometrică a nisipului din stratul productiv ;

• condițiile în care are loc curgerea fluidelor din strat în sondă.

Astfel, din punctul de vedere al compoziției granulometrice, admințind că nisipul ar fi perfect uniform, cu granule de același diametru, împachetarea de pietriș ar trebui să fie alcătuită din granule al căror diametru rezultă din relația următoare ;

$$D_p = \zeta_{opt} \cdot d_n = 6 . d_n,$$

în care :

ξ_{opt} este rația optimă pietriș-nisip ;
d_n — diametrul granulelor de nisip ;
D_p — diametrul granulelor de pietriș necesar pentru împachetare.

În condiții reale, nisipul din stratul productiv nefiind uniform, ci prezentînd un anumit grad de neuniformitate, rezultă că este necesar să se admită că una din componentele din gama de fracții granulometrice care formează nisipul respectiv poate fi considerată ca granulă reprezentativă, caracteristică pentru acest nisip.

În acest sens, a fost admisă următoarea clasificare [4] :

$C_n < 5$ — nisipul este considerat uniform ;
$C_n > 5$ — nisipul este considerat neuniform ;
$C_n > 10$ — nisipul este considerat extrem de neuniform,

unde :

$C_n = \frac{d_{n(40\%)}}{d_{n(90\%)}}$ este coeficientul de neuniformitate a nisipului stabilit pe curba de „refuz" ;

sau :

$C_n = \frac{d_{n(60\%)}}{d_{n(10\%)}}$ — coeficientul de neuniformitate a nisipului stabilit pe graficul cu curba de „trecute".

Pentru fiecare din aceste trei situații se admite o anumită valoare a diametrului granulei care se consideră ca reprezentativă, caracteristică pentru nisipul respectiv și care — pe acest considerent — poate fi luată ca element de bază pentru determinarea diametrului granulelor de pietriș cu care urmează să fie alcătuită împachetarea sau filtrul de pietriș. Astfel, se recomandă ca diametrul granulei caracteristice a nisipului, pentru fiecare din cele trei cazuri menționate, să fie :

$d_{n_1} = d_{n(10\%)}$ — pentru nisipul considerat uniform ;
$d_{n_2} = d_{n(40\%)}$ — pentru nisipul neuniform ;
$d_{n_3} = d_{n(70\%)}$ — pentru nisipul considerat extrem de neuniform.

Prin urmare, diametrul granulei caracteristice a pietrișului, denumită și granulă de reper sau granulă pivot, ce se ia ca element de bază la alegerea granulației pietrișului necesar pentru împachetare, va fi :

$D_{p_1} = \zeta_{opt} \cdot d_{n(10\%)} = 6 \cdot d_{n(10\%)}$ — pentru nisip cu $C_n < 5$;

$D_{p_2} = \zeta_{opt} \cdot d_{n(40\%)} = 6 \cdot d_{n(40\%)}$ — pentru nisip cu $C_n > 5$;

$D_{p_3} = \zeta_{opt} \cdot d_{n(70\%)} = 6 \cdot d_{n(70\%)}$ — pentru nisip cu $C_n > 10$.

În ceea ce privește cel de-al doilea criteriu de care trebuie să se țină seama în calcul, și anume condițiile în care are loc curgerea fluidelor din strat în sondă, este luată ca element de control viteza de deplasare a fluidului prin deschiderile filtrului metalic de protecție dată de relația :

$$v = \frac{Q}{\mu \cdot F}, \text{ m/s},$$

în care :

Q este debitul de fluid al stratului productiv, m^3/s ;
μ — coeficientul de debit ;
F — suprafața secțiunii de curgere prin deschiderile filtrului metalic de protecție, m^2.

Luînd în considerare ambele criterii, stabilirea tipului de nisip și, în consecință, a diametrului granulei caracteristice a nisipului care alcătuiește stratul productiv se face astfel.

1. Nisipul va fi considerat uniform, admițind ca granulă caracteristică fracția $d_{n(10\%)}$, dacă :

$$C_n < 5 ;$$

$$v < 0{,}0152 \text{ m/s}.$$

2. Nisipul va fi considerat neuniform și se va admite ca granulă caracteristică cea cu diametrul $d_{n(40\%)}$, dacă :

$$C_n > 5 ;$$

$$v > 0{,}0152 \text{ m/s}.$$

3. Nisipul va fi considerat extrem de neuniform și se va admite că granula caracteristică este cea cu diametrul $d_{n(70\%)}$, dacă :

$$C_n > 10 ;$$

$$v \geqslant 0{,}03 \text{ m/s}.$$

După stabilirea diametrului granulei caracteristice a pietrișului cu care urmează să se facă împachetarea în dreptul stratului productiv, este figurat punctul respectiv pe același grafic în care este reprezentată și curba de compoziție granulometrică a nisipului. Apoi, prin acest punct se trasează o dreaptă al cărei coeficient de neuniformitate va trebui să fie :

$$C_p \leqslant 1{,}5.$$

Dreapta respectivă va reprezenta linia de referinţă pentru alegerea pietrişului ce urmează să fie folosit pentru realizarea împachetării cu pietriş în cazul analizat, indicînd gama de fracţii din care se va face procurarea, înscrisă în intervalul $D_{p\,(100\%)} \ldots D_{p(0\%)}$.

Din curba de compoziţie granulometrică a pietrişului procurat pentru a fi utilizat la împachetare se va determina valoarea diametrului granulelor celor mai mici, ceea ce corespunde pe grafic cu punctul $D_{p(100\%)}$. Cu aceasta se determină apoi mărimea deschiderilor filtrului metalic de protecţie a împachetării, folosind următoarea relaţie de condiţie :

$$d_f < D_{p(100\%)}.$$

Metodologia de proiectare a unei împachetări cu pietriş

Procedeul concret de realizare pas cu pas a proiectării unei împachetări cu pietriş la o sondă este următorul.

1. Se aleg probe reprezentative de nisip extrase din carotele recoltate din stratul productiv.

2. Se face analiza în laborator a probelor de nisip şi se reprezintă grafic curba de compoziţie granulometrică a nisipului din strat.

3. Din reprezentarea grafică sînt extrase următoarele puncte caracteristice ale curbei de „refuz" (admiţînd că este preferată aceasta faţă de curba de „trecute" prin site) :

$$d_{n(10\%)}\,;\ d_{n(40\%)}\,;\ d_{n(70\%)}\,;\ d_{n(90\%)}.$$

4. Se calculează coeficientul de neuniformitate a nisipului :

$$C_n = \frac{d_{n(40\%)}}{d_{n(90\%)}}.$$

5. Se admite, pentru început, un filtru metalic care ar urma să fie instalat în dreptul stratului productiv şi se determină suprafaţa secţiunii de trecere prin deschiderile sale.

6. Ţinînd seama de debitul de fluid al stratului productiv, se calculează viteza de curgere a fluidului prin deschiderile filtrului.

7. Luînd în considerare cele două criterii menţionate privind tipul de nisip, se stabileşte diametrul granulei caracteristice a nisipului, ce constituie elementul de bază pentru proiectarea împachetării cu pietriş şi, apoi, se determină diametrul granulei caracteristice a pietrişului, corespunzător valorii optime a raţiei pietriş-nisip.

8. Se trasează curba de referinţă (dreapta cu $C_p \leqslant 1{,}5$) pentru compoziţia granulometrică a pietrişului cu care se va face împachetarea.

9. Pe curba de compoziţie granulometrică a pietrişului procurat pentru realizarea împachetării se determină $D_{p(100\%)}$, pe curba „refuz".

10. Se determină mărimea deschiderilor filtrului metalic de protecţie, folosind relaţia menţionată, astfel încît acestea să fie mai mici decît cea mai mică granulă din pietrişul cu care se face împachetarea.

11. Se determină grosimea stratului filtrant inelar de pietriş, care trebuie să se încadreze în intervalul 75 ... 125 mm, valoarea alegîndu-se în funcţie de situaţia din sonda respectivă.

Exemplu de calcul

Date

$h_{str} = 15$ m — grosimea intervalului productiv deschis ;

$Q_{str} = 79\ m^3/24h$ — debitul de lichid al stratului productiv ;

$\mu = 0{,}5$ — coeficientul de debit la trecerea lichidului prin deschiderile filtrului metalic ;

$C_n = 3{,}06 < 5$ — coeficientul de neuniformitate al nisipului care alcătuieşte stratul productiv, determinat din graficul compoziţiei granulometrice pe curba de „refuz" (fig. 4)'

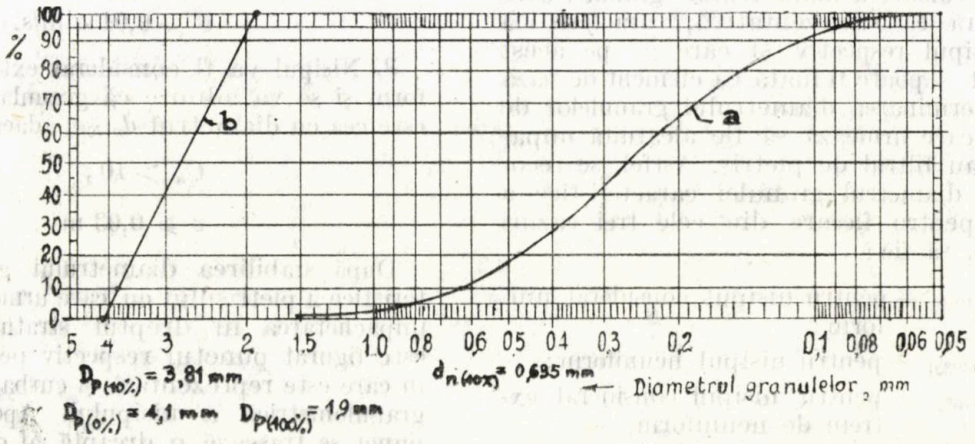


Fig. 4. Graficul compoziţiei granulometrice : *a*—curba compoziţiei granulometrice a nisipului din strat ; *b*— curba de referinţă a compoziţiei granulometrice a pietrişului, obţinută din proiectarea împachetării.

Se cere

1. Să se stabilească elementele de bază pentru proiectarea împachetării cu pietriș :

— granula caracteristică a nisipului din stratul productiv ;

— granula caracteristică a pietrișului cu care ar trebui să se facă împachetarea.

2. Să se traseze curba de referință pentru compoziția granulometrică a pietrișului.

3. Să se determine mărimea deschiderilor filtrului metalic de protecție.

4. Să se indice grosimea stratului filtrant inelar de pietriș.

Rezolvare

1. Elementele necesare pentru proiectare

1.1. Filtrul metalic de protecție admis.

Se admite, pentru început, că în sondă ar fi instalat un filtru metalic de protecție, cu șlițuri (fante), avînd următoarele date :

$d'_ș = 1{,}27$ mm — lățimea șlițurilor filtrului ;

$l_ș = 50$ mm — lungimea șlițurilor filtrului ;

$l_c = 150$ mm — distanța între centrele șlițurilor ;

$N_r = 24$ — numărul de rînduri de șlițuri pe corpul filtrului ;

$L_f = h_{str} = 15$ m — lungimea filtrului instalat în sondă, în dreptul stratului productiv deschis.

1.2. Numărul de șlițuri situate de-a lungul unei generatoare :

$$n_ș = \frac{L_f}{l_c} = \frac{15}{0{,}150} = 100 \text{ șlițuri.}$$

1.3. Numărul de șlițuri pe întreaga suprafață a filtrului :

$$N_ș = n_ș \cdot N_r = 100 \cdot 24 = 2\,400 \text{ șlițuri.}$$

1.4. Aria secțiunii de trecere printr-un șliț :

$$s_ș = d'_ș \cdot l_ș = 0{,}00127 \cdot 0{,}050 = 0{,}0000635 \text{ m}^2.$$

1.5. Aria secțiunii totale de trecere prin șlițurile întregului filtru :

$$S_ș = s_ș \cdot N_ș = 0{,}0000635 \cdot 2400 = 0{,}1524 \text{ m}^2.$$

1.6. Viteza de curgere (trecere) a lichidului prin deschiderile filtrului :

$$v = \frac{q}{\mu F} = \frac{9{,}1435 \cdot 10^{-4}}{0{,}5 \cdot 0{,}1524} = 0{,}012 \text{ m/s},$$

unde :

$$q = \frac{Q}{86\,400} = \frac{79}{86\,400} = 9{,}1435 \cdot 10^{-4} \text{ m}^3/\text{s}.$$

1.7. Diametrul granulei caracteristice a nisipului din stratul productiv.

Potrivit celor două criterii menționate

$$C_n = 3{,}06 < 5$$

și :

$$v = 0{,}012 < 0{,}0152 \text{ m/s},$$

rezultă că nisipul care alcătuiește stratul productiv poate fi considerat uniform.

Se admite, prin urmare, ca element de bază pentru proiectare $d_{n(10\%)}$ care, pe curba de compoziție granulometrică a nisipului („refuz"), are valoarea :

$$d_{n(10\%)} = 0{,}635 \text{ mm}.$$

1.8. Diametrul granulei caracteristice a pietrișului.

Admițînd valoarea optimă a rației pietriș-nisip, rezultă că :

$$D_{p(10\%)} = \zeta_{opt} \cdot d_{n(10\%)} = 6 \cdot 0{,}635 = 3{,}81 \text{ mm}.$$

2. Curba de referință a compoziției granulometrice a pietrișului

Pe același grafic, în care este reprezentată curba de compoziție granulometrică a nisipului (fig. 4), se trasează prin punctul ce definește granula de reper sau granula pivot ($D_{p(10\%)} = 3{,}81$ mm) o linie dreaptă astfel încît aceasta să corespundă unui coeficient de neuniformitate a pietrișului avînd valoarea $C_p \leqslant 1{,}5$.

3. Mărimea deschiderilor filtrului metalic de protecție

Admițînd că pietrișul procurat în vederea împachetării va prezenta o curbă de compoziție granulometrică similară cu cea de referință, rezultă că lățimea șlițurilor filtrului metalic de protecție trebuie să aibă valoarea :

$$d_ș < D_{p(100\%)} = 1{,}9 \text{ mm}.$$

Dat fiind că valoarea admisă inițial pentru lățimea șlițurilor filtrului, în prima încercare egală cu $d'_ș = 1{,}27$ mm $< 1{,}9$ mm $= D_{p(100\%)}$, rezultă că relația de condiție este îndeplinită. Diferența între cele două valori poate fi încă micșorată, utilizînd un filtru cu lățimea șlițurilor ceva mai mare, în limita relației de condiție.

4. Grosimea stratului filtrant inelar de pietriș

Ținînd seama de condițiile din sondă și de recomandările ce se fac în privința intervalului admis, adică $t_{inel} = 75 \ldots 125$ mm, se propune ca grosimea inelului să fie luată egală cu 100 mm.

Cunoscînd principalele elemente care definesc împachetarea ce urmează să fie realizată în sondă, programul concret de efectuare a operației se va completa cu aspectele și indicațiile de ordin tehnologic [3].

Bibliografie

[1] Tocan, I. *Unele considerații privind efectele realizate prin instalarea filtrelor metalice simple în sondă, în dreptul stratului productiv.* Revista Mine, Petrol și Gaze, nr. 4/1987.

[2] Tocan, I. *Combaterea viiturilor de nisip. Metode de reținere a nisipului în strat.* Ministerul Minelor, Petrolului și Geologiei, O.D.P.T., București, 1973.

[3] Tocan, I., *Tehnologia extracției petrolului. Partea I.* I.P.G., Ploiești, 1978.

[4] Schwartz, D. H. *Succesful Sand Control Design for High Rate Oil and Water Wells.* Fall Meeting of SPE, Nov. 1968, nr. 2330.

Metodă de calcul pentru optimizarea echilibrării unităţilor de pompare cu balansier

Asist. ing. **S. Ţilimpea**
şef. lucr. dr. ing. **N. Calotă**
asist. ing. **Mirela Ţilimpea**
Institutul de Petrol şi Gaze Ploieşti

I. Introducere

Momentul rezistent la arborele de ieşire al reductorului de turaţie de la unităţile de pompare cu balansier nu este constant în timpul unei curse complete. Graficul său este, în majoritatea cazurilor, asemănător celui din figura 1. În ipoteza vitezei unghiulare constante a motorului de antrenare, puterea acestuia va avea o lege de variaţie calitativ identică şi,

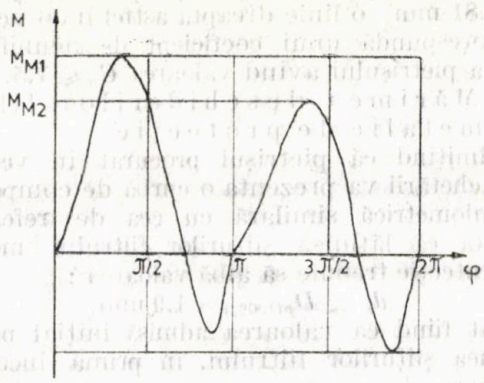


Fig. 1

dacă nu se iau măsuri speciale, motorul va schimba frecvent regimul de funcţionare (din motor în generator şi invers), lucru ce va conduce la uzarea sa prematură şi la pierderi energetice suplimentare.

Prin echilibrarea unei unităţi de pompare cu balansier se urmăreşte scurtarea sau, dacă se poate, eliminarea perioadelor de funcţionare în regim de generator a maşinii de acţionare şi, în general, uniformizarea momentului rezistent. După normele API [7], o unitate de pompare se consideră bine echilibrată atunci cînd valorile maxime ale momentului — în cursa ascendentă, M_{M1}, şi în cursa descendentă, M_{M2}, — sînt egale, adică :

$$M_{M1} = M_{M2}. \qquad (1)$$

Pentru a putea evalua cele două valori maxime, este necesar să se determine, mai întîi, legea de variaţie a momentului la reductor în funcţie de unghiul de rotire al manivelelor, $M(\varphi)$. Această lege de variaţie este influenţată, într-o măsură mai mică sau mai mare, de forţa din tija lustruită, de greutatea şi poziţia maselor de echilibrare montate pe balansier şi/sau manivele, de particularităţile geometrice şi masice ale unităţii şi de viteza unghiulară a manivelelor. Aplicînd principiul suprapunerii efectelor se găseşte :

$$M = M_n - M_o + M_{io} + M_{ib} - M_r. \qquad (2)$$

În relaţia (2), componentele momentului la reductor corespund următoarelor cauze : forţei nete din tija lustruită, M_n ; greutăţii maselor de echilibrare oscilante, M_o ; forţei de inerţie ce acţionează asupra maselor de echilibrare oscilante, M_{io} ; forţelor de inerţie ce acţionează asupra elementelor componente ale balansierului, M_{ib} ; greutăţilor pieselor aflate în mişcare de rotaţie uniformă (manivelele şi masele de echilibrare rotativă), M_r.

Determinarea celor cinci componente ale momentului la reductor presupune cunoaşterea dinamogramei la tija lustruită şi a parametrilor geometrici şi cinematici ai unităţii.

În cele ce urmează va fi prezentat un algoritm pentru calculul parametrilor cinematici ai capătului superior al tijei lustruite şi vor fi definite o serie de funcţii — numite f a c t o r i d e m o m e n t — care să caracterizeze global o unitate de pompare din punct de vedere cinematic şi geometric. De asemenea, va fi propusă o metodă de construire a dinamogramei teoretice la tija lustruită, cunoscînd valoarea forţei medii.

După aceste etape pregătitoare, ce contribuie la construirea legii de variaţie a momentului, la reductor, în funcţie de unghiul de rotire a manivelelor, va fi prezentată o metodă iterativă de calcul prin care se determină, pentru o anumită unitate de pompare şi o anumită sondă, poziţia optimă a maselor de echilibrare pe manivele, cunoscîndu-se poziţia maselor de echilibrare oscilantă. În final rezultatele vor fi prezentate sub forma unor diagrame, numite d i a g r a m e d e e c h i l i b r a r e .

Vor fi luate în considerare unităţile de pompare cu echilibrare rotativă sau mixtă, pentru cele cu echilibrare oscilantă optimizarea făcîndu-se în raport cu raza manivelelor care, aici, poate fi modificată continuu. Exemplificările vor fi făcute pentru unitatea UP 7 T-2000 — —3500 C.

II. Construirea dinamogramei teoretice

Pentru a putea construi graficul legii de variaţie a forţei din tija lustruită în funcţie de cursa acesteia — adică dinamograma — trebuie în prealabil cunoscute :

- tipul şi dimensiunile pompei de adîncime ;
- parametrii regimului de pompare : cursa, frecvenţa curselor duble ;
- componenţa garniturii de prăjini de pompare, atît ca diametre, cît şi ca participări procentuale la realizarea lungimii totale ;
- forţele de frecare de la nivelul pistonului pompei şi dintre prăjini şi ţevile de extracţie.

Construcţia dinamogramei teoretice se va face în următoarele ipoteze simplificatoare :

a) funcţionarea pompei este normală, fără defecţiuni şi uzură ;

b) sonda este nedeviată, fără gaze şi fără nisip ;

c) frecările în sondă sînt în limite normale, luîndu-se în considerare numai cele dintre pistonul şi cămaşa pompei.

Etapele ce trebuie parcurse la construirea legii de variaţie a forţei la tija lustruită în funcţie de cursa acesteia sînt următoarele.

1. *Stabilirea cursei şi a frecvenţei curselor duble.* Schimbarea cursei maxime a tijei lustruite, s_A, se face modificînd valoarea razei manivelelor, r, La unităţile cu echilibrare rotativă sau combinată, modificarea acestei raze se face discret. De exemplu, la unitatea de pompare UP 7 T —2000 —3500 C, $r \in \{0{,}445\ ;\ 0{,}595\ ;\ 0{,}735\ ;\ 0{,}965\}$ în m.

La construirea diagramei de echilibrare se consideră valoarea maximă admisibilă a frecvenţei curselor duble —la UP 7, $n = 15$ c.d./min— urmînd ca la utilizarea lor, în cazul în care frecvenţa de lucru este mai mică, să se facă unele corecţii.

2. *Componenţa garniturii de prăjini de pompare.* În prezent, la noi în ţară, sînt utilizate cinci dimensiuni pentru diametrul prăjinilor — 5/8, 3/4, 7/8, 1, $1^1/_8$ in — şi zece dimensiuni pentru pistonul pompei — de la $1^1/_{16}$ la $3^3/_4$ in. Pentru fiecare dimensiune de piston se recomandă mai multe variante de realizare a garniturii, utilizînd una pînă la trei dintre prăjinile amintite [4]. În continuare, participările procentuale ale prăjinilor în componenţa garniturii se vor nota cu c_i, $i = 1, 2, \ldots, 5$. Dintre aceşti coeficienţi cel puţin doi sînt nuli.

3. *Adîncimea de fixare a pompei* se determină după stabilirea forţei maxime de la tija lustruită, forţă a cărei valoare rezultă din relaţia :

$$F_M = G_l + \left[b_0 + \frac{Sn^2}{1790}\left(1 + \frac{r}{l}\right)\right] \cdot G_p, \tag{3}$$

în care :

G_p este greutatea prăjinilor ;

G_l — greutatea lichidului care acţionează pe secţiunea brută a pistonului ;

S — cursa maximă a tijei lustruite ;

r — raza manivelelor ;

l — lungimea bielelor ;

b_0 — factor de flotabilitate,

$$b_0 = 1 - \frac{\gamma_l}{\gamma_0},$$

γ_l — fiind greutatea specifică a lichidului pompat, iar γ_0 greutatea specifică a oţelului.

Cu notaţiile :

$$A = \sum_{i=1}^{5} q_i \cdot c_i ;$$

$$B = \frac{\pi}{4} D^2 \gamma_l ,$$

în care q_i este greutatea liniară a prăjinii i din componenţa garniturii , iar D diametrul pistonului pompei, greutăţile prăjinilor şi lichidului devin :

$$G_p = A \cdot H$$

şi

$$G_l = B \cdot H.$$

Adîncimea maximă de fixare a pompei este :

$$H = \frac{F_M}{B + \left[b_0 + \frac{Sn^2}{1790}\left(1 + \frac{r}{l}\right)\right] \cdot A}. \tag{4}$$

La această lungime, garnitura va avea ca pulsaţie fundamentală a oscilaţiilor libere longitudinale [1] :

$$p\ [s^{-1}] = \frac{8\,000}{H\ [m]}. \tag{5}$$

4. *Determinarea legii de variaţie a forţei din tija lustruită, în funcţie de cursă.* Se utilizează dinamograma trasată prin şase puncte (fig. 2).

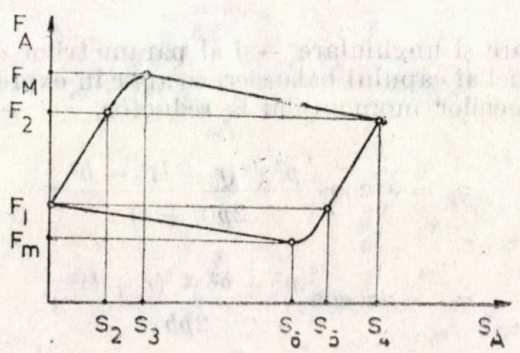


Fig. 2

Coordonatele acestor puncte se determină după o metodologie prezentată pe larg în [5]. Variația forței se consideră liniară pe zonele 1–2, 3–4, 4–5, 6–1 și parabolică pe 2–3 și 5–6, cu respectarea condițiilor :

$$\left.\frac{dF_A}{ds_A}\right|_{s_A=s_3} = \left.\frac{dF_A}{ds_A}\right|_{s_A=s_6} = 0. \qquad (6)$$

Coeficienții polinoamelor de interpolare se determină cu ușurință cu ajutorul coordonatelor celor șase puncte caracteristice.

III. Calculul parametrilor geometrici și cinematici

În paragraful anterior a fost construită funcția $F_A(s_A)$. Pentru a găsi legea de variație $F_A(\varphi)$, necesară în calculul momentului net la reductor, trebuie stabilită legea de mișcare a tijei lustruite, $s_A(\varphi)$. De asemenea, trebuie cunoscute legile de variație ale factorilor de moment în funcție de unghiul φ.

În cele ce urmează se propune un algoritm pentru calculul tuturor mărimilor geometrice–

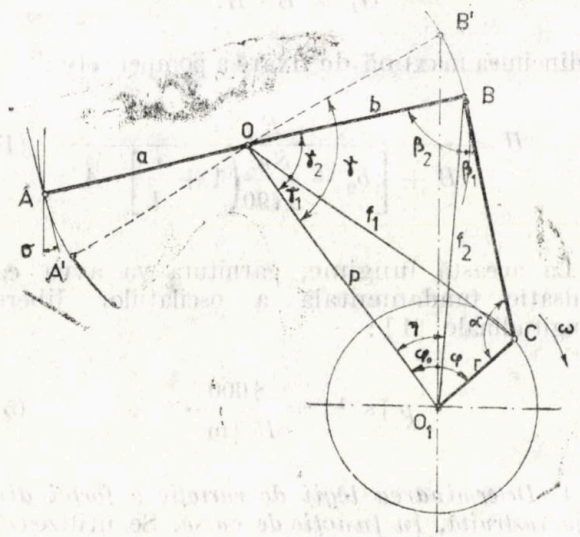


Fig. 3

liniare și unghiulare — și al parametrilor cinematici ai capului balansier, ce apar în expresiile termenilor momentului la reductor.

$$\varphi_0 = \arccos \frac{p^2 + (r+l)^2 - b^2}{2p(r+l)}; \qquad (7)$$

$$\gamma_M = \arccos \frac{p^2 + b^2 - (r+l)^2}{2pb}; \qquad (8)$$

$$f_1 = \sqrt{p^2 + r^2 - 2pr\cos(\varphi + \varphi_0)}; \qquad (9)$$

$$\gamma_1 = \arcsin\left[\frac{r}{f_1} sin\,(\varphi + \varphi_0)\right]; \qquad (10)$$

$$\gamma_2 = \arccos \frac{f_1^2 + b^2 - l^2}{2f_1 b}; \qquad (11)$$

$$\gamma = \gamma_M - \gamma_1 - \gamma_2; \qquad (12)$$

$$f_2 = \sqrt{b^2 + p^2 - 2pb\cos(\gamma_1 + \gamma_2)}; \qquad (13)$$

$$\eta = \text{arc sin}\left[\frac{b}{f_2} sin\,(\gamma_1 + \gamma_2)\right]; \qquad (14)$$

$$\beta_1 = \arcsin\left[\frac{r}{l} sin\,(\varphi + \varphi_0 - \eta)\right]; \qquad (15)$$

$$\beta = \arccos \frac{b^2 + l^2 - f_1^2}{2bl}; \qquad (16)$$

$$\beta_2 = \beta - \beta_1; \qquad (17)$$

$$\sigma = \frac{\pi}{2} - \beta_2; \qquad (18)$$

$$s_A = a(\gamma_M - \gamma_1 - \gamma_2); \qquad (19)$$

$$v_A = \frac{\omega a}{f_1^2}\left[\frac{pr(f_1^2 + l^2 - b^2)\sin(\varphi + \varphi_0)}{\sqrt{4b^2l^2 - (l^2 + b^2 - f_1^2)^2}} + \frac{f_1^2 + r^2 - p^2}{2}\right]; \qquad (20)$$

$$a_A = \omega a^2 \frac{pr}{f_1^4}\left\{\frac{f_1^2(f_1^2 - l^2 - b^2)\cos(\varphi + \varphi_0) - 2pr(l^2 - b^2)\sin(\varphi + \varphi_0)}{[4b^2l^2 - (l^2 + b^2 - f_1^2)^2]^{1/2}} + \frac{2pr[(f_1^2 - b^2)^2 - l^4]\sin(\varphi + \varphi_0)}{[4b^2l^2 - (l^2 + b^2 - f_1^2)^2]^{3/2}} + (p^2 - r^2)\sin(\varphi + \varphi_0)\right\}. \qquad (21)$$

În afara mărimilor a căror semnificație rezultă din figura 3 și a celor deja definite, în relațiile de mai sus s-au mai notat :

σ — unghiul dintre balansier și orizontală;

ω — viteza unghiulară a manivelelor.

IV. Calculul componentelor momentului la reductor

1. *Momentul dat de forța din tija lustruită.* Se definește forța netă la tija lustruită, F_n,

ca diferență între efortul axial din tija lustruită, F_A, și dezechilibrul constructiv al unității de pompare, F_0:

$$F_n = F_A - F_o. \tag{22}$$

Aplicînd legea a doua a lui Newton pentru balansier și manivele, se găsește că momentul dat la reductor de forța netă din tija lustruită are expresia:

$$M_n = \zeta_1 \cdot F_n, \tag{23}$$

unde: ζ_1 este un factor de proporționalitate depinzînd de geometria unității de pompare:

$$\zeta_1 = r \cdot \frac{a}{b} \cdot \frac{\sin \alpha}{\sin \beta} = \zeta_1 (r, \varphi). \tag{24}$$

2. *Momentul dat de greutatea maselor de echilibrare oscilantă.* Momentul la reductor datorat greutății maselor de echilibrare de pe balansier este proporțional cu greutatea acestor mase, G_0, și cu distanța, c, de la centrul lor degreutate la lagărul central:

$$M_0 = \zeta_2 \cdot G_0 \cdot c. \tag{25}$$

Factorul de proporționalitate ζ_2 este o funcție pe dimensiunile geometrice ale unității de pompare;

$$\zeta_2 = r \frac{a}{b} \frac{\sin \alpha \cdot \cos \sigma}{\sin \beta} = \zeta_1 \cdot \frac{\cos \sigma}{a} = \zeta_2(r, \varphi). \tag{26}$$

3. *Momentul dat de inerția maselor în mișcare neuniformă.* Elementele aflate în mișcare neuniformă sînt balansierul, cu toate componentele sale, masele pentru echilibrarea oscilantă și bielele. Astfel, momentul la reductor, M_i, datorat inerției acestor mase, are o componentă constantă dată de balansier și biele — M_{ib} — și o componentă ce poate fi modificată, dată de masele de echilibrare oscilantă, M_{io}:

$$M_i = M_{ib} + M_{io}. \tag{27}$$

Prima componentă este proporțională cu momentul de inerție echivalent al balansierului și bielelor, J, iar a doua cu greutatea maselor de echilibrare — G_o — și cu pătratul distanței de la centrul lor de masă la lagărul central. Rezultă, deci:

$$M_i = \zeta_3 \cdot (gJ + G_0 c^2). \tag{28}$$

Factorul de proporționalitate, ζ_3 depinde, în afară de dimensiunile geometrice ale unității de pompare, și de viteza unghiulară a manivelelor:

$$\zeta_3 = \frac{r}{ab} \frac{\sin \alpha}{\sin \beta} \frac{a_A}{g} = \zeta_1 \frac{1}{a^2} \frac{a_A}{g} = \zeta_3(r, \omega, \varphi). \tag{29}$$

Se face observația că factorii de moment ζ_1, ζ_2, ζ_3, înglobînd caracteristicile geometrice și cinematice ale unei unități de pompare date, pot fi tabelați.

4. *Momentul dat de greutatea maselor în mișcare de rotație.* La calculul acestui moment vor fi luate în considerare greutatea manivelelor, inclusiv a lagărelor sferice, G_m, și greutățile de echilibrare rotativă, G_R.

Efectul de echilibrare la reductor al acestor elemente este variabil sinusoidal:

$$M_r = M_{ro} \sin\varphi, \tag{30}$$

unde M_{ro} este momentul maxim la reductor produs de manivele și de contragreutățile de echilibrare. Acest maxim se realizează în poziția orizontală a manivelelor, cînd:

$$M_{ro} = G_m \cdot r_1 + G_R \cdot R. \tag{31}$$

În relația de mai sus r_1 este poziția centrului de greutate al manivelelor față de centrul lor de rotire, iar R poziția centrului de greutate al maselor de echilibrare rotativă față de același centru.

Analizînd expresiile componentelor momentului la reductor se constată că acesta poate fi influențat de următoarele mărimi:

- raza manivelelor, r;
- viteza unghiulară a manivelelor, ω;
- greutatea maselor de pe balansier, G_o;
- greutatea maselor de pe manivele, G_R;
- poziția maselor de pe manivele față de centrul lor de rotire, R.

Practic, egalarea valorilor maxime ale momentului în cele două semicurse — condiția (1) — se realizează modificînd raza R și, dacă acest lucru nu dă rezultate satisfăcătoare, se modifică „discret" și greutățile G_o și G_R.

V. Construirea diagramelor de echilibrare

Pentru valori cunoscute ale maselor de echilibrare și ale razei manivelelor, algoritmul pentru calculul coordonatelor punctelor componente ale diagramei de echilibrare, (R; $F_{A\,med}$), cu respectarea condiției (1), este prezentat în cele ce urmează.

1. Se alege valoarea diametrului pistonului pompei de adîncime.

2. Se aleg componența procentuală a garniturii de prăjini, precum și diametrele tronsoanelor.

3. Se impune valoarea maximă F_M a forței din tija lustruită, ce va determina adîncimea de fixare a pompei, H.

4. Se determină coordonatele celor șase puncte caracteristice ale dinamogramei, precum și coeficienții polinoamelor de interpolare.

5. Se calculează forța medie a dinamogramei :

$$F_{A\,med} = \frac{1}{2}(F_M + F_m).$$

6. Se alege o primă valoare a razei R de dispunere a maselor de echilibrare rotativă.

7. Se calculează momentul maxim la reductor dat de masele aflate în mișcare de rotație uniformă, M_{ro}.

8. Se calculează, pentru valori ale unghiului φ cuprinse între 0 și 360°, din 15 în 15°, s_A ; v_A ; a_A ; ζ_1 ; ζ_2 ; ζ_3 și, în final, M.

9. Se trasează graficul $M = M(\varphi)$ și se calculează :

$$\Delta M = M_{M1} - M_{M2}.$$

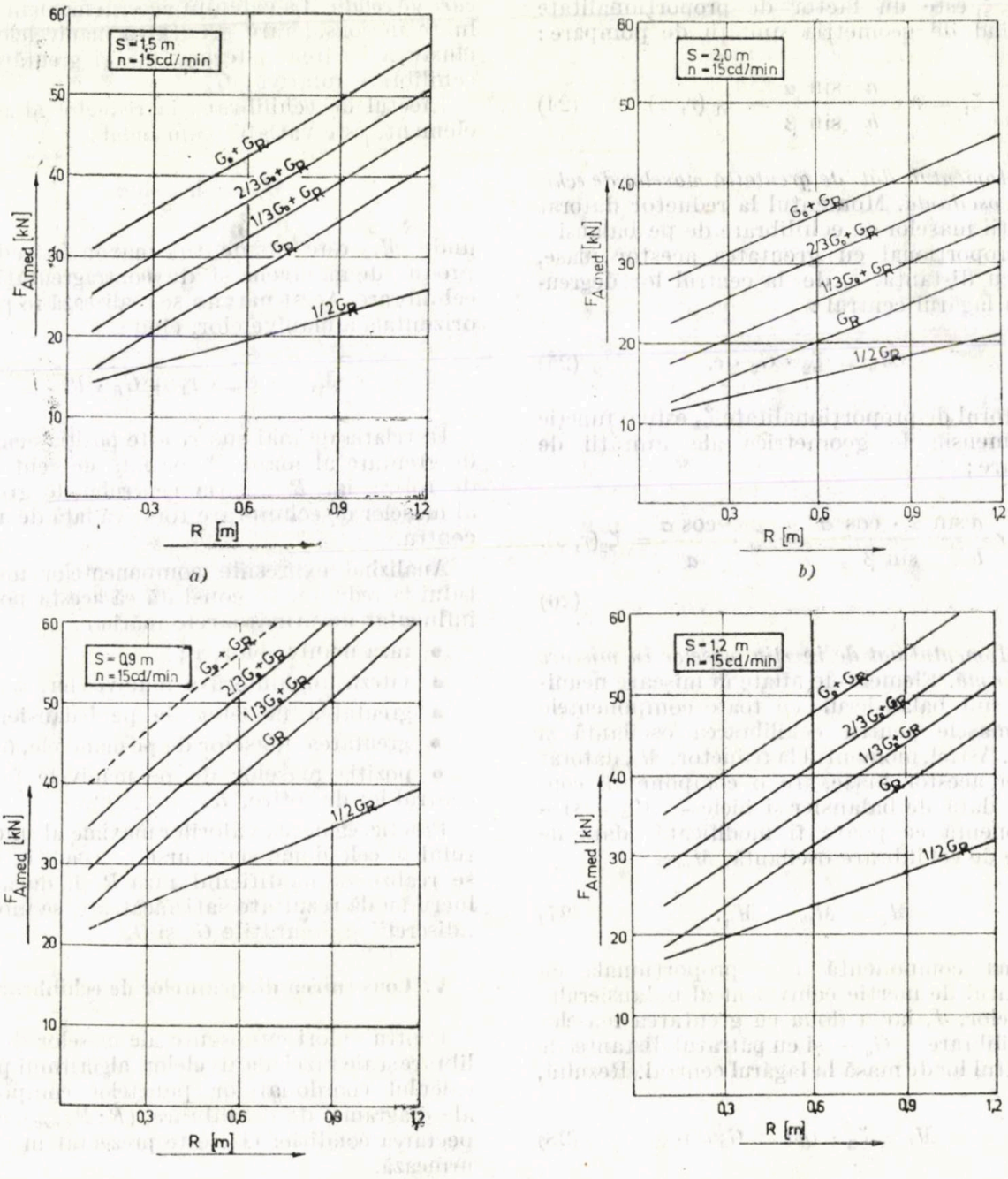


Fig. 4

10. Se verifică dacă $|\Delta M| \leqslant \varepsilon$, unde ε este gradul de precizie impus. Dacă inegalitatea este adevărată, se reține perechea $(R; F_{A\,med})$ și se reia calculul de la pasul 1. Dacă nu, se dă o nouă valoare razei R și calculul se reia de la pasul 7. Dacă nici pentru această nouă valoare inegalitatea nu este adevărată, atunci a treia valoare va fi determinată prin interpolare liniară :

$$R_3 = \frac{\Delta M_1 \cdot R_2 - \Delta M_2 \cdot R_1}{\Delta M_1 - \Delta M_2}.$$

Pentru această ultimă valoare a razei, inegalitatea va fi cu siguranță verificată, dacă ε are valori acceptabile (3 ... 4% din M_{M1}).

11. Se repetă succesiunea de pași 1 — 10, obținînd de fiecare dată un nou punct pe curba diagramei de echilibrare corespunzătoare unei anumite configurații $(G_o; G_R)$.

O diagramă de echilibrare va avea atîtea curbe cîte variante de echilibrare $(G_o; G_R)$ sînt prevăzute pentru unitatea de pompare studiată.

După acest algoritm, pentru unitatea UP 7 T—2000—3500 C au fost obținute diagramele din figura 4, pentru cele patru valori posibile ale cursei maxime a tijei lustruite.

Concluzii

1. Diagramele de echilibrare sînt utile atunci cînd se dorește determinarea prin calcul a pozițiilor maselor de echilibrare ale unităților de pompare, înainte de punerea în producție a sondei.

2. Precizia diagramelor este cu atît mai mare cu cît relația pentru calculul forței maxime la tija lustruită, (3), are abateri mai mici față de datele experimentale și cu cît condițiile de lucru din sondă (gaze, nisip) sînt mai apropiate de cele ideale.

3. Pentru o anumită sondă, există mai multe variante de echilibrare care să respecte condiția (1). Dintre acestea se va adopta cea corespunzătoare valorii maxime a razei de dispunere a maselor de echilibrare rotativă, cînd vîrfurile momentului la reductor M_{M1}, M_{M2} sînt minime.

4. Cu metoda propusă se poate face și verificarea echilibrării unităților de pompare, după ridicarea dinamogramei reale, introducînd în calcule, în locul funcției $F_A(s_A)$, determinată analitic, datele experimentale.

Bibliografie

[1] Drăgotescu, N. D. *Pompajul sondelor de țiței* Ed. tehnică, București, 1961.

[2] Grigore, I., Popa, C. *Exploatarea zăcămintelor de țiței*. Ed. tehnică, București, 1970.

[3] Pancoș, N. *Îndrumător pentru extracția țițeiului prin pompaj*. Ed. tehnică, București, 1972.

[4] Petre, N., Chițu-Militaru, P. *Extracția țițeiului prin pompaj cu prăjini*. Ed. tehnică, București, 1986.

[5] Popovici, Al. *Stabilirea prin calcul a dinamogramei de suprafață la unitățile de pompare*. Mine, Petrol și Gaze, nr. 4, 1978.

[6] Popovici, Al. *Cercetări asupra dinamicii instalațiilor de pompare pentru extracția petrolului*. Teză de doctorat, I.P.G. Ploiești, 1976.

[7] *** A.P.I. Std. 11 E. *Pumping units*.

Cercetări privind posibilitatea obținerii de suporți minerali pentru noroaiele de foraj tip emulsie inversă din argile românești (II)

Asist. ing. **I. Nistor**
Institutul de Petrol și Gaze Ploiești

I. Generalități

În lucrarea anterioară [4], s-a arătat că cele mai adecvate argile pentru prelucrare în vederea obținerii de suporți minerali pentru noroaiele de foraj tip emulsie inversă, similari produselor din import, sînt acelea care conțin structuri cu preponderență monotmorillonitice, fie ele ca atare, fie în interstratificație mixtă cu illitul sau, in extremis, cu cloritul.

În urma analizelor chimico-mineralogice asupra argilelor luate în studiu [4], s-a arătat că unele probe conțin, pe lîngă rețelele cristaline ale mineralelor argiloase, și procente însemnate ale altor rețele cristaline, cum ar fi cuarțul, carbonații, zeoliții, fapt ce face ca aceste argile să fie mai puțin adecvate scopului propus.

Prin strădania cercetătorilor de la I.C.P.P.G. Cîmpina [11], în colaborare cu specialiști de la I.P.G. Ploiești [9], au fost elaborați o serie de produși utilizați ca suporți minerali pentru fluidele de foraj. Este interesant de văzut care este gradul de prelucrare a unora din acești produși, comparativ cu produsele din import. În acest scop, utilizînd tehnicile de investigare folosite în prima parte a lucrării [4], se va prezenta, în continuare, compoziția chimico-mineralogică a cîtorva produse românești utilizate ca suporți minerali pentru noroaiele de foraj (fig. 1 și tab. 1 și 2).

1. *Bentona P-Cîmpina* conține, ca predominantă, rețeaua cristalină de tip montmorillonit, cu prim plan bazal (001) la 15, 4 Å, căreia i se asociază și alte rețele montmorillonitice cu

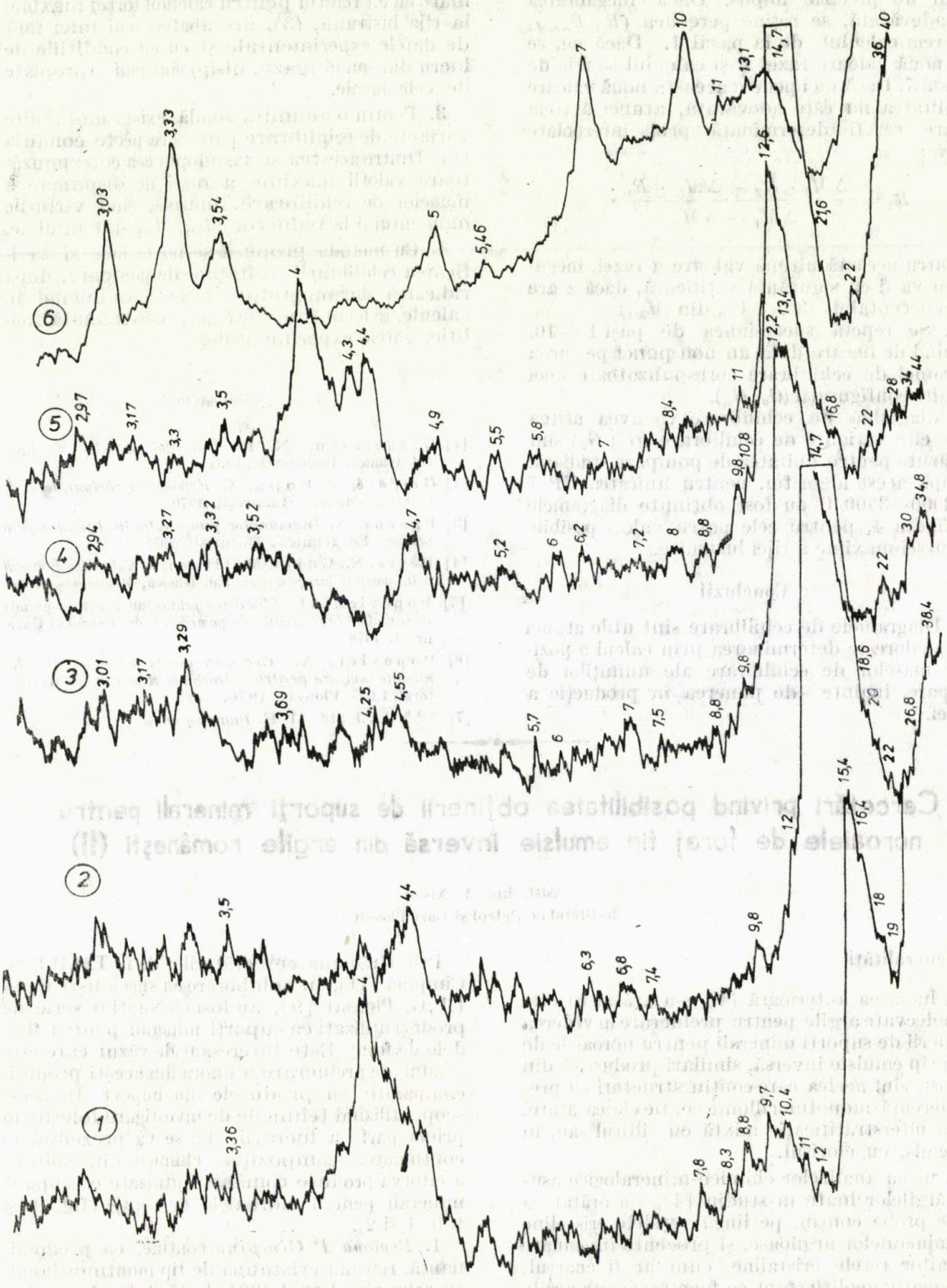


Fig. 1 Difractograme de raze X.

$d/n = 18$ Å; 19 Å; 12 Å; 10 Å. Prezentă este și rețeaua illit-montmorillonit, ale cărei prime plane bazale (tab. 2) se regăsesc în difractograma 1 din figura 1. Illitul are o participare nesemnificativă, iar cloritele lipsesc.

Analiza chimico-spectrală de emisie, metoda semicantitativă (tab. 1), resubliniază, prin datele ei, compoziția mineralogică indicată de difracția cu raze X. Lipsa cloritelor aduce reducerea magneziului, iar prezența montmorillonitelor antrenează participarea însemnată a fierului, cuprului, sodiului. Prelucrarea fizico-chimică a acestei bentone a dus la îndepărtarea din rețelele montmorillonitelor a ionilor schimbabili: vanadiu, nichel, crom, cobalt. ... O prelucrare mai adîncă ar fi dus, cu siguranță, la îndepărtarea

Tabelul 1

Analiza chimico-spectrală de emisie, metoda semicantitativă

NR CRT	PROBA	Si λ=2568,6Å	Al λ=3050,1Å	Ca λ=3181,2Å	Mg λ=2781,4Å	Fe λ=3020,6Å	Mn λ=2933,1Å	Na λ=3302,9Å	Ti λ=3186,5Å	V λ=3185,3Å	Ni λ=3414,7Å	Cr λ=3014,7Å	Mo λ=3014,9Å	B λ=2496,7Å	Be λ=3130,4Å	Cu λ=3273,9Å	Li λ=3232,6Å
		Parametrul spectral $I_l - I_l$															
1	Ben.P.Cîmpina	11	3	5	40	81	-	7	-	-	-	-	-	46	-	62	-
2	Arg. Ilovița	26	16	2	100	85	-	96	3	6	8	6	-	33	-	51	-
3	Ben.A Ilovița	7	2	4	38	81	2	82	-	-	-	-	-	18	-	57	-
4	Ben.B Ilovița	3	2	-	89	91	-	50	-	-	-	-	-	42	-	33	-
5	Ben.Orașul Nou	4	2	-	7	9	-	-	-	-	-	-	-	53	-	16	-
6	Huma Breaza	55	110	150	13	23	8	8	8	75	60	47	10	51	44	97	53
7	Gelton	17	6	10	100	68	7	30	56	9	-	-	3	38	6	47	5
8	Petroton	14	4	15	136	85	-	-	3	9	-	-	-	41	-	72	-
	Estimarea part. procentuale	10	30	1-2	0,3 -1,0	0,3 -1,0	0,1- 0,3	0,1- 0,3	0,03	0,03	0,001 0,03	0,03	0,001	0,03	0,001	0,001 0,003	0,3 -1,0

Tabelul 2

Serii de difracție a razelor X prin cristalele probelor cercetate

Tab. 2

Calcit d/n	Calcit I	Zeolit d/n	Zeolit I	Illit d/n	Illit I	Clorit d/n	Clorit I	Montmorillonite d/n	Montmorillonite I	d/n	I	d/n	I	I-M (10+20,8)Å d/n	I-M (10+20,8)Å I	I-M (10+19,4)Å d/n	I-M (10+19,4)Å I	I-M (10+16,7)Å d/n	I-M (10+16,7)Å I	C-M (14+16)Å d/n	C-M (14+16)Å I	I-C-M (10+14+16)Å d/n	I-C-M (10+14+16)Å I	I-C-M (10+14+14,4)Å d/n	I-C-M (10+14+14,4)Å I	I-C-M (10+14+12)Å d/n	I-C-M (10+14+12)Å I
																						40	p				
																								38,4	p		
																										36	p
														30,8	m					30	m						
																29,4	p										
								22	m									26,7	p								
										21,6	m																
																						20	m				
										19,2	p													19,2	p		
												18	m													18	m
										15,4	fp			15,4	m					15	m						
						14	60	14,7	fp							14,7	fp										
												13,2	fp					13,3	fp			13,3	p				
												12,2	fp											12,8	m	12	m
								11	s																		
				10	100					10,8	s			10,3	p					10	p	10	s				
																9,8	s							9,6	s	9	s
		8,11	100															8,9	s			8	s				
		7,16	100			7,07	100	7,3	s	7,2	s	7,7	s							7,5	s						
		6,43	60									6,6	s					6,67	s	6	s			6,4	s		
								5,5	s	5,4	s	5,14	s	5,13	s			5,34	s	5	s	5,71	s	5,48	s		
		4,96	20			4,8	30									4,9	s										
				4,48	90	4,6	30	4,4	m			4,4	s	4,4	m			4,45	m			4,44	m			4,5	m
		4,07	60													4,2	s					4	m	4,27	s	4	m
3,84	20									3,85	m							3,81	s								
		3,51	40			3,54	60	3,6	m							3,67	s					3,63	s			3,6	s
3,33	40			3,33	90					3,3	s	3,3	s							3,33	s	3,33	s	3,49	s		
		3,18	100	3,17	50											3,15	s										
3,03	100							3,08	s	3,08	s	3,05	s	3,08	s											3	s
		2,95	40			2,87	10					2,64	s			2,94	s	2,96	s								
																		2,67	s								

p-puternic; fp-foarte puternic; m-mediu; s-slab

din rețelele montmorillonitelor și a fierului și a cuprului, care rămîn cu o participare mai ridicată decît în produse din import. Se poate trage concluzia că, totuși, bentona P-Cîmpina se apropie, ca alcătuire chimico-mineralogică, de aceste produse (tab. 1 și fig. 1).

2. *Argila Iloviţa* — proba naturală are ca structură cristalină predominantă montmorillonitul cu prim plan bazal (001) la 14,7 Å (difractograma 2 din fig. 1 și tab. 2). Mai sînt prezente structurile montmorillonitice de la 22 Å și 20 Å, precum și structurile cristaline de interstratificație mixtă ordonată de tip illit-montmorillonit, puse în evidență de primii parametri spectrali : I—M= (10+ 16,7) Å și I — M = = (10 + 19,4) Å. Parametrul spectral cu d/n = = 38,4 Å este al structurii de interstratificație mixtă I—C—M= (10+14+14,4) Å.

Analiza chimico-spectrală reconfirmă faptul că avem de-a face cu o argilă formată în condiții marine [10] (prezența vanadiului și a nichelului) cu o compoziție mineralogică cu clorite, ferite și predominarea netă a montmorillonitelor sodice (tab. 1 și 2).

3. *Bentona A—Iloviţa* (difractograma 3 din fig. 1 și tab. 1 și 2) posedă structuri predominante montmorillonitice cu principalele prime plane bazale la 13,2 Å și 12,2 Å. Sînt, de asemenea, prezente montmorillonitele de la 22 Å, 18,8 Å și 16,4 Å, precum și structurile mixte de interstratificație C—M=(14+16) Å sau I—M= = (10+20,8) Å. Cloritele se fac simțite prin parametrul caracteristic de la 7 Å, iar illitul este pus în evidență prin parametrul caracteristic de la 3,29 Å.

4. *Bentona B-Iloviţa* păstrează, la fel ca bentona A-Iloviţa, structurile chimico-mineralogice ale probei naturale (difractograma 4 din fig. 1 și tab. 1 și 2).

Analiza chimico-spectrală (tab. 1) arată o prelucrare fizico-chimică diferită a celor două probe A și B. Proba B a suferit o prelucrare mai adîncă, din moment ce s-a reușit să se scoată din rețelele cristaline ale montmorillonitelor un procent mai ridicat de ioni schimbabili. Diferențierea mare în participarea magneziului (tab. 1) ne atrage atenția că modalitățile de prelucrare fizico-chimică a celor două probe de la Iloviţa, A și B,au fost distincte. La aceeași concluzie ne conduce și diferențierea în gradul de participare al elementelor chimice fier, sodiu, bor, cupru.

5. *Bentona de la Orașul Nou* are ca structură chimico-mineralogică predominantă rețeaua cristalină a montmorillonitului cu prime plane bazale la 22 Å și 21,6 Å (difractograma 5 din fig. 1). Structurile cristaline de la 36,1 Å și 40 Å (tab. 2) sînt structuri de interstratificație mixtă de tip I—C—M= (10+14+12) Å și I—C—M=(10+14+16) Å. Rețelele cristaline ale cloritelor mai sînt evidențiate și de parametrul spectral de la 7 Å, iar illitul de parametrul spectral de la 9,84 Å, precum și de cel de la 3,3 Å (tab. 2).

Analiza chimico-spectrală (tab. 1) indică o prelucrare fizico-chimică destul de adîncă a acestor rețele cristaline, inclusiv a cloritelor, din moment ce magneziul și fierul prezintă asemenea valori ale parametrilor spectrali $I_t - I_f$ [9] ca cele din tabelul 1. Prelucrarea adîncă este evidențiată nu numai de îndepărtarea ionilor ușor schimbabili, ci și de reducerea gradului de participare și pentru siliciu și aluminiu. Se poate afirma, deci, că bentona de la Orașul Nou apare ca o structură chimico-mineralogică puternic polară și cu bune proprietăți de oleofilie, ce o fac aptă pentru a fi utilizată ca suport mineral pentru noroaiele de foraj tip emulsie inversă.

6. *Huma de Breaza*, livrată de stația de la Cîmpina, pentru prepararea noroaielor de foraj obișnuite, proba 6 din tabelul 1, conține în procent însemnat (~ 60%) rețele cristaline montmorillonitice, cărora li se asociază cloritele, illitul și zeoliții (difractograma 6 din fig. 1 și tab. 2). În plus, huma de Breaza mai conține și calcit, fapt ce influențează, în mod negativ, calitatea noroaielor de foraj obținute din aceasta și îngreunează procesul de prelucrare fizico-chimică în vederea obținerii din ea a suporților minerali pentru noroaiele de foraj tip emulsie inversă [4 ; 9].

În tabelul 1, probele 7 și 8 prezintă compoziția chimică a produselor din import, reluate din lucrarea [4], cu scopul de a ilustra mai bine diferențierea sau apropierea probelor analizate în raport cu ele. Din prezentarea alcătuirii chimico-mineralogice a produselor românești, luate în cercetare, se poate observa (tab. 1 și lucrarea [4]) că există deosebiri esențiale între gradul de prelucrare a acestora, comparativ cu produsele străine. În același timp, aceste investigări microstructurale demonstrează că există posibilitatea obținerii de suporți minerali de calitate superioară pentru noroaiele de foraj tip emulsie inversă din argile românești.

Plecînd de la compoziția chimico-mineralogică a probelor luate în cercetare în lucrarea [4] și a produselor străine, făcînd apel la teoria acidizării mineralelor [6] și la teoria schimbului ionic [7 ; 9], s-a studiat posibilitatea transformării acestor argile în niște argile care să prezinte compoziții chimico-mineralogice cît mai apropiate de cele ale produselor din import. În vederea atingerii scopului propus a fost elaborată, în cadrul laboratorului de proiectarea exploatării zăcămintelor de hidrocarburi din I. P. G. Ploiești, o metodologie de lucru ce va fi prezentată în continuare [3 ; 9].

Din fiecare probă de argilă luată în studiu, au fost prelevate circa 30 g și s-au mojarat fin. Aceste probe au fost apoi introduse în apă distilată, în raport cantitativ 1 : 10, amestecul fiind bine agitat pentru a se obține o dispersie cît mai fină a particulelor argiloase în apa dis-

tilată. După agitare, care s-a făcut în mai multe reprize, s-a lăsat amestecul cîteva ore în repaus, în vederea decantării mineralelor grele. S-a extras din vasul de amestec numai partea de la suprafață, constituită din particulele de argilă fin dispersate în apa distilată. Partea rămasă la fundul vasului constituie „reziduul" format din mineralele grele, insolubile în apa distilată. Procentele de „reziduu" sînt prezentate în tabelul 3, unde se poate observa că acestea variază în limite destul de largi, de la 30 % (proba 2 de la Urluia) la 80% (proba 11 de pe valea Bughea și proba 12 de pe valea Brătiei).

O a doua etapă a constituit-o tratarea probelor prelevate de la suprafața vasului de amestec, probe bogate în minerale argiloase, cu o soluție de acid clorhidric P.A. avînd o concentrație de 0,1 %. Cercetări anterioare [6] arată că mineralele ce alcătuiesc mediul solid al colectoarelor petrolifere se comportă în mod diferențiat la acțiunea acidului clorhidric. Astfel, cuarțul rămîne inert la acțiunea acidului clorhidric, în timp ce carbonații sînt cu ușurință descompuși de soluțiile acide.

În ce privește acțiunea acidului clorhidric asupra mineralelor argiloase, aceasta este funcție de concentrația acidului, de raportul dintre cantitatea de acid și cantitatea de mineral, de temperatură și timpul de acționare a acidului asupra rețelei cristaline, de gradul de cristalinitate și de mărimea particulelor minerale, de tipul rețelei cristaline și de tipul ionilor prezenți în elementul de rețea cristalină [6]. Rezistente la acțiunea acidului clorhidric rămîn mineralele ale căror rețele cristaline sînt echilibrate din punct de vedere electrostatic. Alumino-silicații, avînd prezente în rețelele lor cristaline stratele brucitice, cu legături foarte slabe între hidroxili și pachetele de strate situate deasupra și dedesubt, sînt foarte vulnerabili la acțiunea acizilor. Vulnerabilitatea acestor rețele cristaline se accentuează și datorită prezenței apei interplanare care slăbește legăturile dintre pachetele de strate adiacente. Soluțiile apoase de acid clorhidric acționează intens asupra rețelelor cristaline ale mineralelor argiloase, îndepărtînd din interplane îndeosebi ionii de calciu, magneziu, fier, mangan și dezechilibrînd electric aceste rețele cristaline. Pentru reechilibrarea rețelei cristaline va pătrunde în interplane protonul hidratat $H_9O_4^+$, precum și strate de molecule de apă, transformînd mineralele grupei izomorfe montmorillonit-nontronit și cloritele într-un montmorillonit puternic umflat.

Se poate afirma, deci, că tratamentul cu soluția apoasă de acid clorhidric are o dublă acțiune [6]: pe de-o parte, distruge carbonații existenți în argile, iar, pe de altă parte, scoate o parte din cationii schimbabili aflați în interplanele rețelelor cristaline ale mineralelor argiloase, locul lor fiind luat de protonul hidratat $H_9O_4^+$.

Din reacția acidului clorhidric cu carbonații și cu cationii schimbabili ai rețelelor cristaline ale mineralelor argiloase rezultă o serie de cloruri, cum ar fi: clorura de sodiu, clorura de potasiu, clorura de calciu, clorura de magneziu, clorura de bariu, clorura ferică ș.a. Toate aceste cloruri sînt săruri solubile în apă [3; 6] chiar la temperatura camerei. Pentru a grăbi reacțiile, tratarea cu soluția de acid clorhidric s-a făcut la temperaturi variind între 80 și 100°C și în tot acest timp s-a agitat amestecul cu o baghetă de sticlă. Cantitățile de soluție de acid clorhidric utilizate pentru tratarea probelor sînt prezentate în tabelul 3.

Tabelul 3

Procentele de minerale grele din probe și cantitățile de soluție de HCl utilizate pentru tratarea probelor

Proba nr.	CARIERA	Conținutul de minerale grele		Cantitatea de sol. HCl
		-g-	%	-ml-
1	Rugi	13	43,3	50
2	Urluia	10	33,3	50
3	Breaza	14	46,6	30
4	Aninoasa	14	46,6	30
5	Aninoasa	19	63,3	50
6	Valea Drăghici	15	50	50
7	Valea Drăghici	11	36,6	40
8	Valea Drăghici	14	46,6	40
9	Valea Bughea	21	70	40
10	Valea Bughea	22	73,3	100
11	Valea Bughea	25	83,3	100
12	Valea Brătiei	25	83,3	50

După efectuarea tratamentului cu soluția de acid clorhidric, probele au fost filtrate printr-o hîrtie de filtru obișnuită, după care, în scopul îndepărtării clorurilor rezultate din reacțiile acidului clorhidric asupra probelor, s-au efectuat 3—4 spălări cu apă distilată încălzită la 80—90°C.

După spălarea cu apă distilată, probele au fost introduse în etuvă, la 102°C, pentru a se usca.

Următoarea etapă a constituit-o „fierberea" probelor în apă distilată, operație avînd drept scop accelerarea reacțiilor de schimb ionic. Pentru realizarea acestei operații a fost concepută, în cadrul laboratorului de proiectarea exploatării și modelarea proceselor de exploatare din I. P. G. Ploiești, aparatura care este prezentată schematic în figura 2. Autoclava *1* este confecționată din oțel antiacid și este încălzită cu ajutorul unei rezistențe electrice montată într-o manta exterioară ce îmbracă auto-

clava. Pentru ca aportul de căldură, la peretele exterior al autoclavei, să se mențină constant se utilizează termostatul *2*.

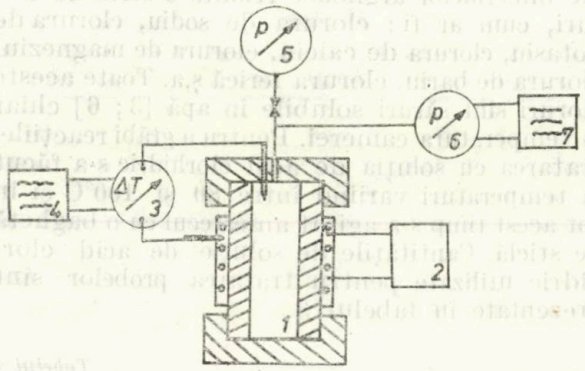


Fig. 2. Schema instalației de laborator utilizată la „fierberea" probelor.

Autoclava este dimensionată să reziste la presiuni de peste 1 000 bar, presiuni ce pot apare în timpul reacțiilor de schimb ionic.

Variația de temperatură din interiorul autoclavei este măsurată cu ajutorul unui termocuplu și este înregistrată de către înregistratorul, *4* prin intermediul traductorului de temperatură *3*.

Presiunea din autoclavă poate fi citită la manometrul mecanic *5*, iar variația de presiune poate fi înregistrată prin intermediul traductorului de presiune de către înregistratorul *7*.

În vederea „fierberii" s-au luat cîte 2 g de probă „acidizată", fin mojarată, și s-au introdus în autoclavă, în apă distilată, în raport cantitativ de 1 : 100.

Datorită temperaturii ridicate, cît și diferenței mari de concentrații ionice la interfața probă-apă distilată, schimbul ionic se desfășoară cu intensitate ridicată. Pentru accelerarea schimbului ionic, în cazul unor probe, s-a procedat la reîmprospătarea apei distilate, proba fiind „fiartă" de două sau chiar de trei ori. Pe măsura echilibrării concentrațiilor ionice între cele două medii în contact, reacțiile de schimb ionic devin mult mai lente.

Prin urmare, operațiile de „acidizare, spălare și fierbere" a probelor realizează transformarea rețelelor cristaline ale mineralelor argiloase, în conformitate cu legea schimbului ionic [7 ; 8 ; 10] :

$$E = \frac{K \cdot T}{Z_+} \ln \frac{C_2}{C_1 + C_2} \cdot \left(\frac{p}{p_{at}}\right)^n,$$

unde :

K este constanta lui Boltzman ;

T — temperatura absolută din sistem ;

Z_+ — sarcina cationului de schimb ;

C_1, C_2 — concentrațiile ionice la interfața probă-apă distilată ;

p — presiunea din sistem.

În schimbul ionic avem de-a face cu reacții chimice însoțite de variații termice în sistem, umflarea apreciabilă a rețelelor mineralelor argiloase generînd presiuni însemnate [7 ; 8].

Este cunoscut [5 ; 12] că protonii în exces aflați în soluții apoase nu sînt fixați de anumite molecule de apă cu care ei formează ionii $H_9O_4^+$, ci continuu se deplasează de la o moleculă la alta. Datorită acestei deplasări, protonul $H_9O_4^+$ prezintă o activitate foarte ridicată în soluțiile apoase, activitate dependentă de temperatură și presiune [8].

Cercetările privind deplasarea ionilor în soluțiile apoase [5 ; 12] indică posibilitatea deplasării ionilor împreună cu moleculele de apă asociate, dar și independent. Mișcările de translație ale ionilor și moleculelor de apă în soluție reprezintă, de fapt, salturi de activare. Deplasarea ionului împreună cu învelișul de solvatare-molecula asociată, în soluție, necesită o energie de activare, energie care este funcție de raza ionică a elementului chimic respectiv. Numărul mediu de salturi de activare în unitatea de timp ale cationilor, împreună cu învelișul de solvatare, este mai mare decît numărul de salturi efectuate separat de către aceștia.

Cînd ionii schimbabili ai rețelelor cristaline trec din argilă în soluție, au loc reacții cu cedare și consum de căldură. Pentru restabilirea echilibrului în locul cationilor plecați din rețelele cristaline ale mineralelor instabile vine cationul $H_9O_4^+$, fiind cel mai activ cation din natură.

Apa , ca substanță polară, ocupă , prin particularitățile ei structurale [5 ; 12], un loc aparte în fenomenul de schimb ionic. Permanentul moment electric dipolar al moleculei de apă, deosebita activare a ionilor $H_9O_4^+$ și OH^- în soluțiile apoase, influența presiunii și temperaturii asupra intensității de activare a acestor doi ioni, hidratarea pozitivă sau negativă a ionilor, deplasarea ionilor în soluțiile apoase, singuri sau împreună cu moleculele de apă asociate, determină modul cum are loc schimbul ionic între rețelele cristaline ale mineralelor argiloase și soluțiile apoase cu care vin în contact în procesele de exploatare.

Prin prisma considerentelor teoretice menționate mai sus, probele de argilă luate în cercetare în prima parte a lucrării [4] au fost supuse experimentelor de laborator, utilizînd metodologia prezentată în actuala lucrare. Probele „acidizate" și cele „fierte" au fost investigate microstructural, utilizînd analiza chimico-spectrală de emisie, metoda semicantitativă și metoda difracției razelor X prin cristale [1 ; 2 ; 13], pentru a pune în evidență modificările apărute în rețelele cristaline ale mineralelor componente

ale probelor supuse tratamentelor menționate. Rezultatele analizelor vor fi prezentate, în detaliu, într-o lucrare viitoare.

Bibliografie

[1] Agarwal, K. B. *X-ray spectroscopy.* Springer-Verlag, Berlin, New York, 1979.

[2] Ahrens, L. H., Taylor, S. R. *Spectrochemical analysis.* Addison-Wesley, Publ. Co., London, 1961.

[3] Nistor, I. *Posibilitatea obținerii de suporți minerali pentru noroaiele de foraj tip emulsie inversă din argile românești.* Proiect de diplomă, I.P.G. Ploiești, 1976.

[4] Nistor, I. *Cercetări privind posibilitatea obținerii de suporți minerali pentru fluidele de foraj tip emulsie inversă, din argile românești* (I). Mine, Petrol și Gaze, **38**, nr. 1, 1987.

[5] Oniciu, L. *Chimie fizică. Electrochimie.* Ed. didactică și pedagogică, București, 1977.

[6] Pârcălăbescu, D. I. *Contribuție la explicarea mecanismului acidizării mineralelor componente ale mediului solid al unor zăcăminte de țiței din România.* Buletinul I. P. G. G., vol. XVI, București, 1967.

[7] Pârcălăbescu, D. I. *Schimbul ionic între mineralele argiloase prezente în unele structuri gazeifere și fluidele cu care vin în contact.* Buletinul I.P.G.G., vol. XVIII, București, 1971.

[8] Pârcălăbescu, D.I. ș.a. *Cercetări privind schimbul ionic în condiții de zăcământ între mineralele argiloase și fluidele cu care le contactăm în procesul de foraj și de extracție.* I.P.G.G., București, 1972.

[9] Pârcălăbescu, D.I., Strugaru, A., Nistor, I. *Cercetări de laborator pentru îmbunătățirea produselor tip bentonă necesare elaborării fluidelor de foraj îmbunătățite-tip emulsie inversă, folosind argilele din România* (II). I. P. G., Ploiești, 1976.

[10] Pârcălăbescu, D. I. *Considerații fizico-chimice și geochimice asupra mediului solid din structura Mălăiești-Măgurele.* Mine, Petrol și Gaze, **31**, nr. 2, 1980.

[11] Popescu, F., Ana, I., Mititeanu, L. *Tipuri noi de fluide de foraj.* Petrol și Gaze, **24**, nr. 4, 1974.

[12] Samoilov, O. *Struktura vodnix rastvorov elektrolitov i gidratația ionov.* Izdatelstvo Akademii nauk, Moskva, 1957.

[13] Thorez, J. *Practical identification of clay minerals.* Ed. Lelotte, Belgia, 1976.

Fundamentarea energetică a efectelor pretensionării tiranților la structurile de tipul rezervoarelor sferice rezemate discret și solicitate seismic

Prof. dr. ing. **A. Pavel**
prof. dr. ing. **N. N. Antonescu**
șef. lucr. ing. **L. Rizea**
ing. cercet. **Gh. Dumitru**
ing. cercet. **M. Kulin**
Institutul de Petrol și Gaze Ploiești

Asigurarea unei comportări controlate la acțiuni seismice a rezervoarelor sferice rezemate discret (fig. 1) se realizează prin pretensionarea corespunzătoare a tiranților sistemului de rezemare, ceea ce implică determinarea corectă a

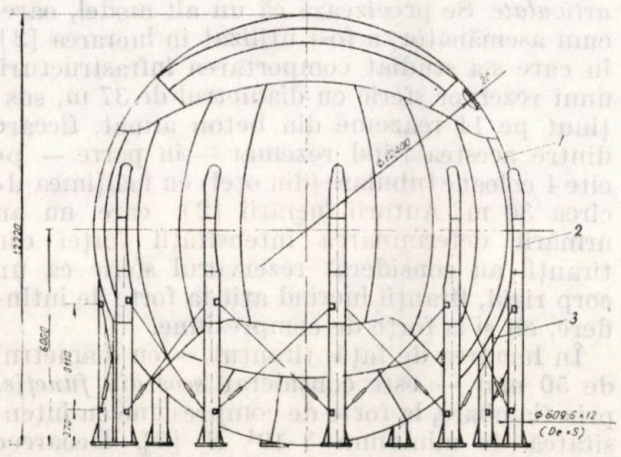


Fig. 1. Rezervorul sferic de 1000 m³ cu rezemarea ecuatorială a picioarelor tubulare. Variantă constructivă indigenă : *1* — mantaua sferică ; *2* — piciorul tubular vertical ; *3* — tirantul.

nivelului intensității forței de pretensionare. Într-un asemenea context, în lucrare se expune o concepție structurală neliniară, fundamentată pe criterii energetice, care se enunță astfel : pentru asigurarea antiseismică a rezervoarelor sferice, *subsistemul lor portant (manta — picioare) trebuie să se comporte și să rămînă în domeniul elastic* la solicitarea seismică în cod și aceasta *prin ieșirea gradată din lucru a subsistemului lor portant secundar (tiranți)*, ultimii pierzîndu-și stabilitatea prin flambaj (metoda biografică „pas cu pas").

Analiza este efectuată în condițiile potrivit cărora elementele îmbinării tiranților cu picioarele tubulare de rezemare rămîn în domeniul comportării elastice pînă la ultima treaptă de

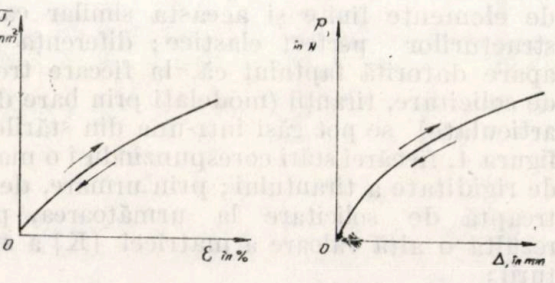


Fig. 2. Graficele funcțiilor de dependență $\sigma = \sigma(\varepsilon)$ și $P = P(\Delta)$, obținute prin suprapunerea solicitărilor.

solicitare la cutremur. De fapt, aceasta reprezintă o aplicare a unui principiu general, valabil în proiectarea antiseismică a structurilor amplasate în zone seismice și care constă, pe de o parte, în localizarea dirijată a zonelor de comportare neliniară și/sau plastică potențială și, pe de altă parte, în diferențierea măsurilor de alcătuire și dimensionare între aceste zone (elemente tehnice) și restul structurii.

Se admit, ca fiind neliniare, funcțiile de dependență $\sigma = \sigma(\varepsilon)$ și, respectiv, $P = P(\Delta)$, care sînt generate ca urmare a suprapunerii solicitărilor din sarcina seismică, din sarcina masică și din forța de pretensionare apriori admisă (fig. 2). Ca urmare a acestei ipoteze de calcul, rezultă următoarele [1]:

- ecuațiile de echilibru se exprimă în raport cu poziția inițială a structurii;
- rigiditatea și flexibilitatea structurii depind de nivelul intensității forțelor exterioare, respectiv de nivelul intensității eforturilor; ca atare, se definesc *rigiditatea (sau flexibilitatea) secantă* și, respectiv, *rigiditatea (sau flexibilitatea) tangentă* ale elementelor structurii și ale structurii, în ansamblul său (fig. 3);

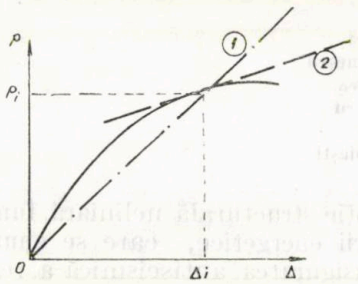


Fig. 3. Rigiditatea (flexibilitatea) unei structuri complexe: curba ① → rigiditatea secantă; curba ② → rigiditatea tangentă.

- soluția problemei se obține materializînd un calcul în cicluri, la începutul fiecărui nou ciclu, de calcul, rigiditatea ori flexibilitatea structurii corectîndu-se în funcție de rezultatele obținute în ciclul anterior (de calcul);
- matricea de rigiditate [K] a structurii se poate construi din matricele de rigiditate ale elementelor componente, modelate sub formă de elemente finite și aceasta similar cazului structurilor perfect elastice; diferența reală apare datorită faptului că, la fiecare treaptă de solicitare, tiranții (modelați prin bare dublu articulate) se pot găsi într-una din stările din figura 4, fiecărei stări corespunzîndu-i o matrice de rigiditate a tirantului; prin urmare, de la o treaptă de solicitare la următoarea, poate rezulta o altă valoare a matricei [K] a structurii;
- aplicarea principiului superpoziției (suprapunerea efectelor), în cadrul metodei biografice „pas cu pas", se poate face numai dacă se îndeplinește condiția ca forțele exterioare (încărcările) să varieze în funcție de un singur parametru.

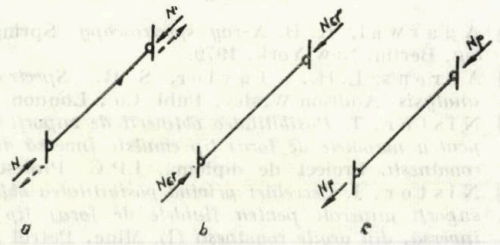


Fig. 4. Starea probabilă de solicitare-comportare în timpul funcționării unui tirant:
a — elastică-liniară (compresiune/întindere), în care $N < N_{cr}$;
b — elastică-neliniară (compresiune), în care $N \geqslant N_{cr}$;
c — plastică-liniară, în care $N \geqslant N_p$.

Analiza numerică se desfășoară conform schemei logice redate în figura 5. Modelul fizic al rezervorului sferic, rezemat discret pe zece picioare tubulare, solidarizate prin zece perechi de tiranți încrucișați, este prezentat — împreună cu schema de solicitare/încărcare — în figura 6.

Deoarece scopul principal al procedeului (metodei) în discuție constă în studiul comportării sistemului de rezemare al rezervorului sferic în circumstanțele solicitării seismice, cu determinarea — în final — a nivelului intensității forței minime de pretensionare (pe baza conceptului de asigurare antiseismică enunțat anterior), se utilizează un *model simplificat*, în care: mantaua sferică propriu-zisă este modelată printr-un *inel rigid*, indeformabil în planul său; picioarele sînt modelate prin *bare cu noduri rigide*; tiranții se modelează prin *bare dublu articulate*. Se precizează că un alt model, oarecum asemănător, a fost utilizat în lucrarea [2], în care s-a studiat comportarea infrastructurii unui rezervor sferic cu diametrul de 37 m, susținut pe 14 reazeme din beton armat, fiecare dintre acestea fiind rezemat — în parte — pe cîte 4 coloane tubulare (din oțel) cu înălțimea de circa 30 m. Autorii lucrării [2], care nu au urmărit determinarea intensității forței din tiranți, au considerat rezervorul sferic ca un corp rigid, tiranții lucrînd atît la forțe de întindere, cît și la forțe de compresiune.

În lucrarea de față, tirantul — cu diametrul de 50 mm — este considerat *scos din funcție*, prin flambare, la forțe de compresiune cu intensitatea de minimum $3 \cdot 10^4$ N [3]. Deoarece forța de pretensionare implică solicitări importante în sistemul de rezemare și solicitări moderate în mantaua cilindrică, în prealabil, au fost efectuate verificări privind stările de deformații și de eforturi care apar în condiții și mai vitrege (forțe de pretensionare cu intensitate de 10^5 N)

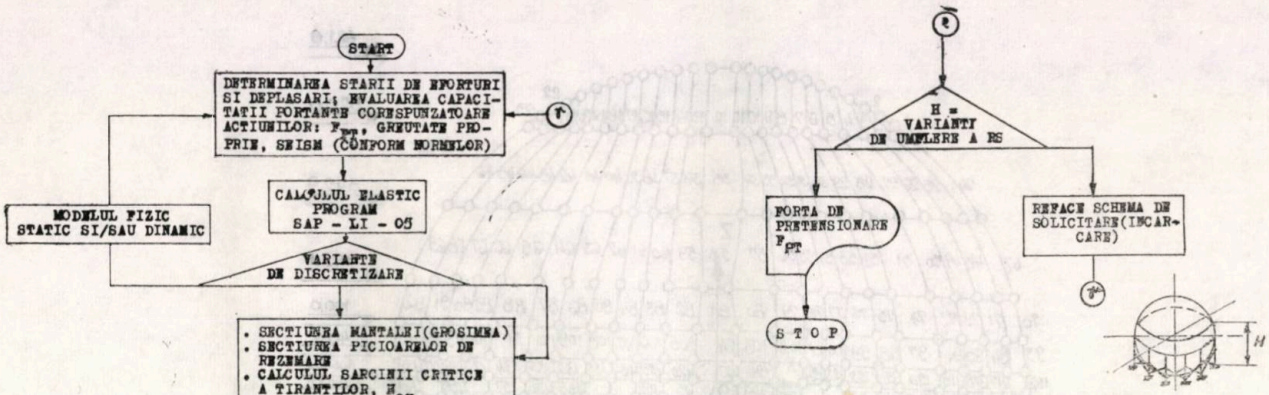


Fig. 5. Schema logică a analizei numerice.

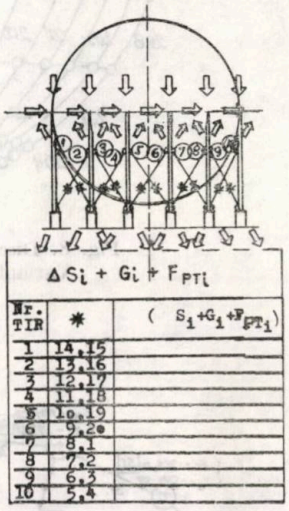


Fig. 6. Modelul fizic al rezervorului sferic şi schema de solicitare (încărcare) : * → numerotarea tiranţilor în modelul fizic corespunzător programului SAP—05.

în ansamblul „manta — sistem de rezemare", în acest scop folosind programe de calcul [4] care valorifică metoda elementului finit pe modele discretizate de la simplu [3] la complex (fig. 7 şi 8) [5].

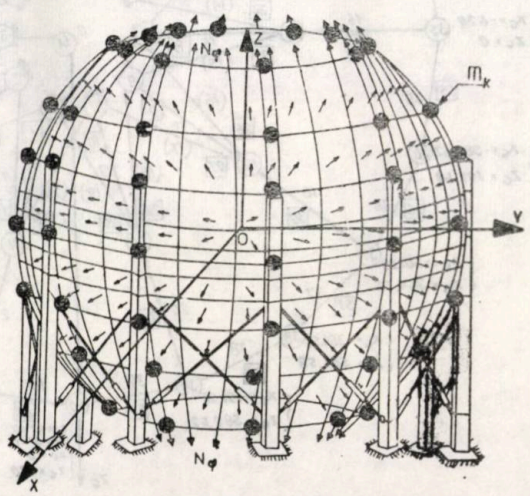


Fig. 7. Discretizarea în elemente finite a rezervorului sferic. Variantă → modelul complet (MC).

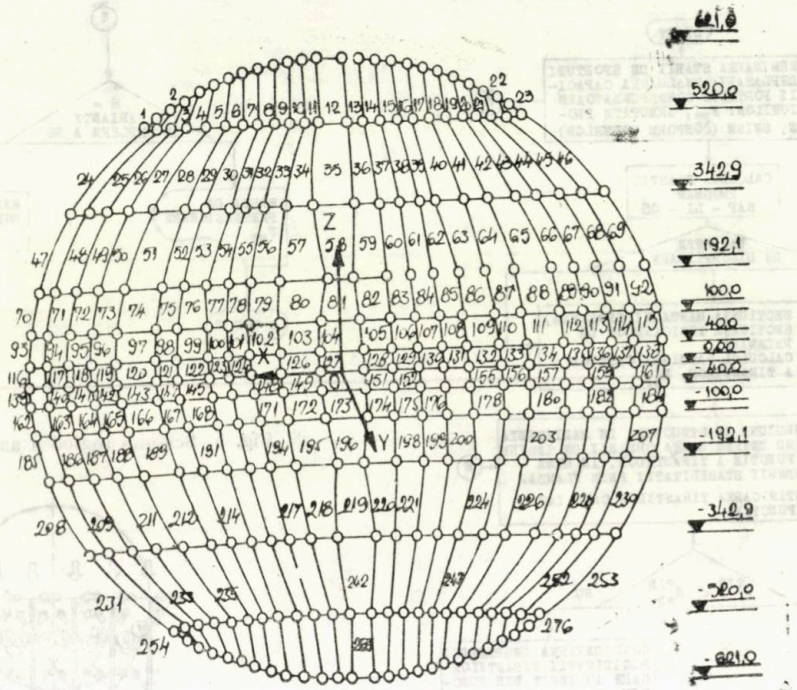


Fig. 8. Discretizarea în elemente finite a rezervorului sferic.
Variantă → modelul aferent unei semisfere (MAS).

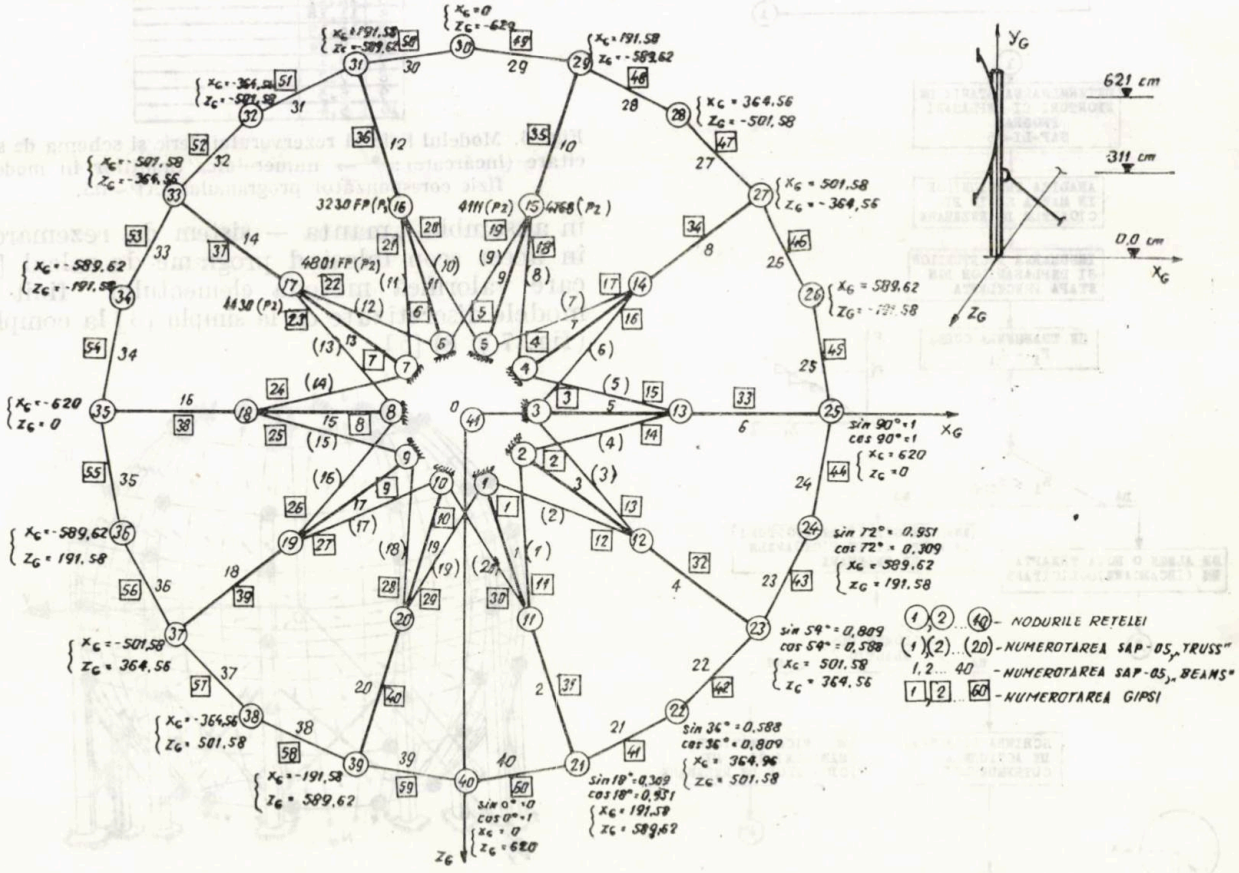


Fig. 9. Modelul fizic simplificat privind aplicarea programelor de calcul GIPSI și SAP—LI—05.

Revenind la modelul simplificat, prezentat anterior, se menționează că, pentru asigurarea credibilității rezultatelor privind evaluarea caracteristicilor dinamice, a coeficientului seismic și a intensității sarcinii seismice de calcul, s-au utilizat două programe (ambele aflate în Biblioteca Națională de Programe) și anume:

a) programul GIPSI — pachetul de programe ALIS [6], avînd la bază metoda „matricei de rigiditate", care folosește procedeul divizării în substructuri; astfel, structura rezervorului sferic este divizată în două substructuri (fig. 9), după cum urmează: *prima substructură* — cuprinde picioarele tubulare de rezemare (între cotele ± 0,0 ... 3 110 mm) și tiranți; *a doua substructură* — cuprinde picioarele tubulare (între cotele 3 110 ... 6 210 mm) și inelul echivalent mantalei sferice la care sînt solidarizate picioarele; cele două substructuri sînt interconectate în nodurile 11 ... 20;

b) programul SAP—LI—05 [7], elaborat de către Universitatea din Liége pentru calculul structurilor prin elemente finite (discretizare prezentată tot în figura 9); de această dată, pentru modelarea picioarelor tubulare de rezemare se utilizează elemente finite de tip bară cu noduri rigide, iar pentru modelarea tiranților se folosesc elemente finite de tip bară dublu articulată.

Masele necesare calculului intensității sarcinilor seismice, corespunzătoare diferitelor variante de umplere a rezervorului sferic, sînt aplicate în nodurile 21 ... 40, proporțional cu suprafețele aferente (fig. 9). Forța inițială de pretensionare, apreciată apriori ca avînd intensitatea de $5 \cdot 10^4$ N (evaluare consolidată într-o îndelungată practică de pretensionare, efectuată pe șantierele petrochimice), este introdusă în sistem prin asimilarea cu o solicitare/încărcare din temperatură.

Incursiunile cu identificarea „pas cu pas" a stărilor de solicitare, la care ies din funcție tiranții, conduc — în final — la obținerea curbelor de dependență $P = P(\Delta)$ redate în figura 10, în care: curba *1* este rezultată din calculul efectuat conform programului SAP—LI—05 (ieșirea din funcție „pas cu pas" a tiranților), iar curba *2* corespunde calculului elastic liniar (programul GIPSI), în care nu s-a considerat aportul tiranților.

Comparînd rigiditatea structurii în discuție la acțiunea seismică, în cele două alternative menționate, rezultă că rigiditatea secantă, corespunzătoare curbei *1* și evaluată astfel:

$$R_1 = \frac{P_{10}}{\Delta_{10}} = \frac{16{,}97 \cdot 10^5}{11{,}347} = 1{,}495 \cdot 10^5 \text{ N/mm}, \qquad (1)$$

față de rigiditatea corespunzătoare curbei *2* (cînd nu se ține seama de tiranți) și evaluată astfel:

$$R = \frac{P}{\Delta} = \frac{15{,}4 \cdot 10^5}{15{,}2} = 1{,}013 \cdot 10^5 \text{ N/mm}, \qquad (2)$$

este *mai mare* cu 47,56 %.

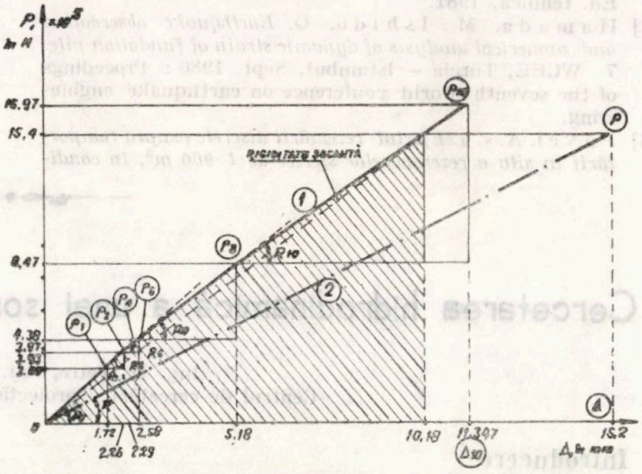


Fig. 10. Curba de dependență $P(\Delta)$.

Așadar, pentru rezervorul sferic analizat (cu masă și configurație spațială date), în circumstanțele unui nivel minim al intensității forței de pretensionare a tiranților de $5 \cdot 10^4$ N și ale acțiunii seismice, rezultă un *spor de rigiditate* a sistemului de 47,56 %, ceea ce evidențiază efectele grav nefavorabile ale neluării în seamă a aportului tiranților și, deci, ale pretensionării lor necorespunzătoare. Se menționează că valoarea minimă a intensității forței de pretensionare trebuie determinată în condițiile specifice fiecărei tipodimensiuni de rezervor sferic, cunoscîndu-se configurația spațială și masa totală corespunzătoare.

Notații

D_e reprezintă diametrul exterior al piciorului tubular, în mm;
s — grosimea de perete a piciorului tubular, în mm;
Δ — deformația, respectiv deplasarea, în mm;
P — forța, respectiv efortul, în general, în N;
F_{PT} — forța de pretensionare din tiranți, în N;
S — sarcina seismică, în N;
ΔS — treapta de solicitare seismică, în N;
G — greutatea rezervorului sferic, în N;
N — efortul normal în domeniul elastic de solicitare a tirantului (de compresiune sau de întindere), în N;
N_{cr} — efortul normal critic (de pierdere a stabilității prin flambaj a tirantului), în N;
N_p — efortul normal în domeniul plastic de solicitare a tirantului, în N;
N_φ — efortul normal meridian din mantaua rezervorului sferic, în N/mm;
R — rigiditatea structurii, în N/mm;
m_k — masa concentrată în nodul k al rețelei de discretizare, în kg;
σ — efortul unitar normal, în N/mm²;
ε — deformația specifică (unitară), în %;

RS — rezervorul sferic;
TIR — tirantul;
COD — codul (normal) de protecție antiseismică;
OXYZ — sistemul cartezian al axelor de coordonate.

Bibliografie

[1] Bănuț, V. *Calculul neliniar al structurilor*. București, Ed. tehnică, 1981.

[2] Hamada, M., Ishido, O. *Earthquake observation and numerical analysis of dynamic strain of fundation pile*. 7 WCEE, Turcia — Istambul, Sept. 1980 : Procedings of the seventh world conference on earthquake engineering.

[3] Pavel, A. ș. a. *Efectul rezemării discrete asupra comportării in situ a rezervoarelor sferice de 1 000 m³, în condițiile încercării de presiune hidraulică*. Mine, Petrol și Gaze, 1986, **37**, nr. 4, p. 187—192.

[4] * * * — SAP—04. *A structural Analysis Program for Static and Dynamic Response of Linear Systems*. 1973, Berkeley — California.

[5] Rizea, L. *Metode și procedee teoretico-experimentale de evaluare a capacității portante a sistemului de rezemare discretă a rezervoarelor sferice de mare capacitate*. Referat de doctorat, Ploiești, Institutul de Petrol și Gaze, 1985.

[6] * * * — Program GIPSI, pachet ALIS 02. București, IPCT, 1984.

[7] * * * — *A general Structural Analysis Program, for Linear Analysis of Three Dimensional Structures under Static and Dynamic Loading*. Liége, Université de Liége, 1980 (pachet FINEL, IPCT București, 1984).

Cercetarea hidrodinamică a unei sonde extractive de bioxid de carbon

Ing. **M. Petre**, ing. **L. Pintican**
Centrul de cercetări și proiectări pentru gaz metan Mediaș

Introducere

În scopul realizării unei analize complexe a unui zăcămînt de bioxid de carbon exploatat printr-o sondă unică, amplasată aproximativ în poziție centrală, s-au corelat și interpretat următoarele categorii de informații :

— informații rezultate prin săparea sondelor de cercetare geologică și de exploatare;

— informații geologo-chimice și hidrodinamice, obținute prin cercetări geofizice, hidrodinamice și de laborator;

— informații obținute prin procesul de extracție al bioxidului de carbon pe o perioadă de circa 10 ani.

Operațiile de cercetare hidrodinamică s-au executat în faza inițială de extracție, cu ocazia probelor de producție la sondă, cît și în trei etape succesive eșalonate în procesul de extracție analizat.

Estimarea parametrilor fizico-hidrodinamici ai zăcămîntului se vor estima prin metode geofizice, fizico-chimice efectuate în laborator sau prin date de producție, corelate cu cercetări efectuate în șantier prin sonde.

Generalități

Acumulările de bioxid de carbon sînt localizate în capcane de tip stratiform-monoclinale, ecranate prin efilarea simplă a stratului, la o adîncime medie de circa 1 720 m.

Roca colectoare este constituită din gresii compacte cu bobul fin, micafer, cenușii, cu intercalații de marne compacte, maronii-roșcate și marne grezoase cu filme de gresie.

Sonda ce se analizează a fost săpată și echipată în scopul extracției experimentale a bioxidului de carbon în perioada II.1972— V.1972 și a efectuat programul de probe de producție în perioada 1.IX.1972 — 12.X.1972; a intrat în producție în 25.VII.1973, la intervalul 1 705 — 1 740 m.

Sonda are următoarea construcție :

— coloană $9\ ^5/_8'' \times 1\ 390$ m, cimentată la zi;

— coloană $6\ ^5/_8'' \times 1\ 673$ m, cimentată la zi;

— lyner $4\ ^1/_2'' \times 1770{,}5$ m, șlițuit pe intervalul 1 705 — 1 740 m.

Sonda a fost echipată cu tubing $4^1/_2 \times 1\ 611$ m, tubing $2\ ^3/_8$ '' (J.55) și paker BAKER 6'' tip D.82—32 la 1 623 m.

În spațiul inelar dintre tubing $2\ ^3/_8''$, $4^1/_2''$ și coloana $6\ ^5/_8''$ se află motorină cu ACOR-22.

Rezultatele de laborator ale analizelor de gaze și a rocii colector

Rezultatele analizelor chimice indică următoarea compoziție inițială a gazelor antrenate de sondă :

$CO_2 = 98\ \%$; $O_2 = 0{,}07\ \%$; $N_2 = 0{,}39\ \%$; $CH_4 = 0{,}22\ \%$; $C_2H_6 = 1{,}30\ \%$; $C_3H_8 = 0{,}01\ \%$; $C_4H_{10} = 0{,}01\ \%$.

În procesul de extracție, cantitatea maximă de bioxid de carbon a fost de 99,6 % în detrimentul procentului de azot, etan și propan.

În funcție de compoziția chimică a gazelor antrenate de sondă s-au estimat următoarele valori :

— densitatea normală, 1,9728 kg/Nm³;

— densitatea relativă, 1,526;

— presiunea pseudocritică, 72,86;

— temperatura pseudocritică, 303,54;

— masa molară, 43,92 kg/kmol.

Prin analizele de laborator a rocii colector, s-au obținut următoarele rezultate :

— porozitatea, 20 %;

— saturația în gaze, 65 %;

— permabiilittea, 2,66 mD.

Grosimea efectiv saturată cu bioxid de carbon, citită pe diagrafia electrică a sondei analizate, este de 6,5 m.

Rezultatele cercetărilor hidrodinamice executate la sondă

În mai multe etape ale procesului de extracție, s-au executat cercetări hidrodinamice în regim staționar și nestaționar de curgere a gazelor de zăcămînt.

Cercetările au constat din :

— măsurarea presiunii statice de zăcămînt cu manometre de fund inițial (1973) și în 1977 ; 6.V.1979 și 6.IX.1982 ; rezultatele sînt sintetizate grafic în figura 1 ;

— teste izocronale pe o gamă de trei orificii calibrate, efectuate cu ocazia probelor de producție în 7.X. 1972 ;

— testele în regim nestaționar au vizat înregistrarea „curbei de restabilire a presiunii la două momente : 6.V. 1979 și 4—6.IX. 1982 ; rezultatele sînt prezentate în figurile 2 și 3.

Totodată s-a înregistrat variația temperaturii în sondă, în condiții statice și dinamice de curgere a gazelor. Reprezentarea grafică a rezultatelor este prezentată în figura 4 și este utilizată în calculele termodinamice.

Metodele de cercetare și interpretare folosite au avut la bază ecuațiile fundamentale de mișcare a fluidelor prin medii poroase, în care s-a considerat o mișcare plană radial-simetrică într-un zăcămnt de întindere infinită exploatat printr-o sondă la debit constant.

Factorul de abatere de la legea gazelor perfecte pentru amestecul de gaze în care bioxidul de carbon are o pondere de 99% a fost ve-

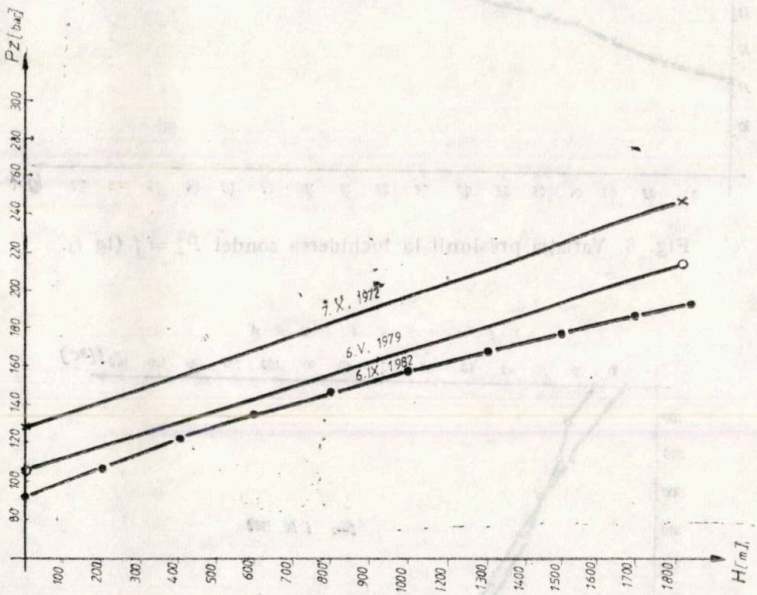


Fig. 1. Variația presiunii statice de zăcămînt cu adincimea.

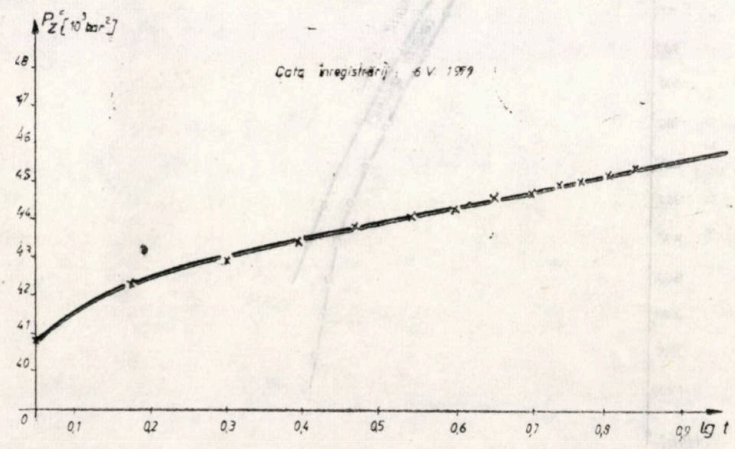


Fig. 2. Variația presiunii la închiderea sondei $P_z^2 = f(\lg t)$.

rificat cu relațiile lui A.Z. Istomin, respectiv :

$$Z = 1 - 10^{-2}\,(0{,}76\,T_r^3 - 9{,}36\,Tr + 13)(8 - P_r)\,P_r$$

unde :

P_r este presiunea pseudoredusă, $0 < P_r < 3$,
T_r — temperatura pseudoredusă, $1{,}3 < T_r < 1{,}9$.

Toate celelalte relații de calcul au fost adaptate pentru compoziția gazului analizat.

Înregistrarea parametrilor hidrodinamici pe o perioadă de circa 10 ani de extracție a bioxidului de carbon și corelarea acestor izolații a permis reprezentarea grafică a funcției $P_z/Z = f(\Delta G)$, conform figurii 5.

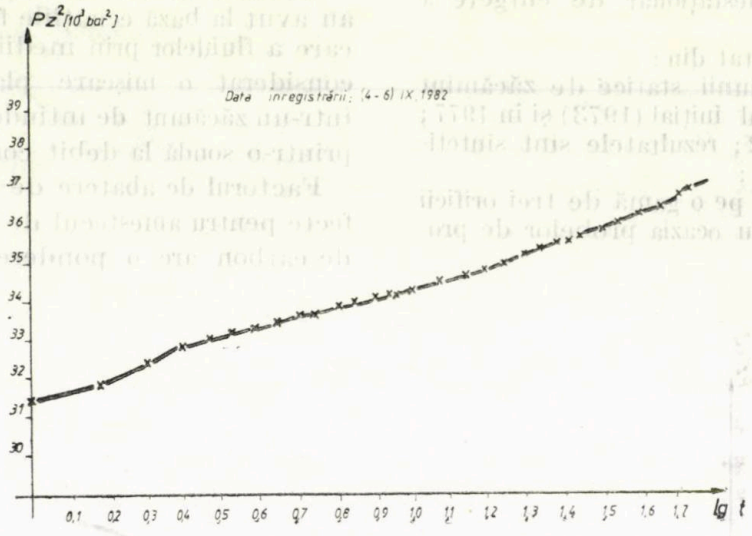


Fig. 3. Variația presiunii la închiderea sondei $P_z^2 = f\,(\lg\,t)$.

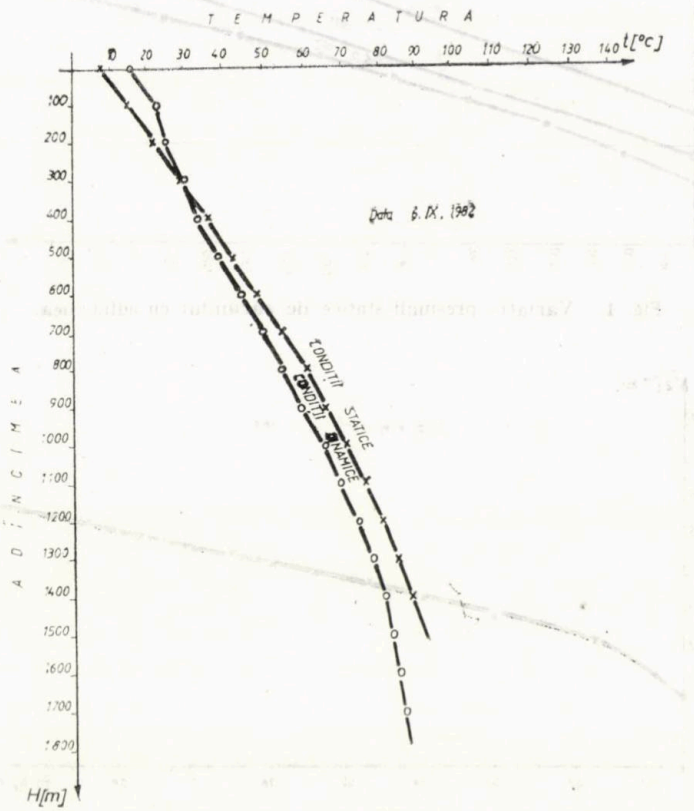


Fig. 4. Variația temperaturii cu adîncimea în condiții statice și dinamice de curgere a sondei.

Rezultate obținute

Corelarea și interpretarea tuturor informațiilor analizate și prezentate au condus la obținerea următoarelor rezultate :

— extracția bioxidului de carbon în 10 ani reprezintă un factor de recuperare din rezerva recuperabilă de 10% ;

— valoarea presiunii statice de zăcământ aferentă reducerii volumului de bioxid din zăcământ este de 78% din valoarea inițială ;

— ecuația de curgere a bioxidului de carbon în zăcământ nu a suferit modificări esențiale în perioada analizată :

$A_z = (411 - 430)\ 10^{-3}$ zile/Nm³ ;

$S = (+ 2 - 0{,}5)$;

$k = (2{,}53 - 2{,}11)$ mD ;

— din analiza funcției $P_z/Z = f(\Delta G)$, prezentată în figura 5, se estimează posibilitatea extracției a circa 20,4 % din rezerva recuperabilă inițială prin sonda analizată ;

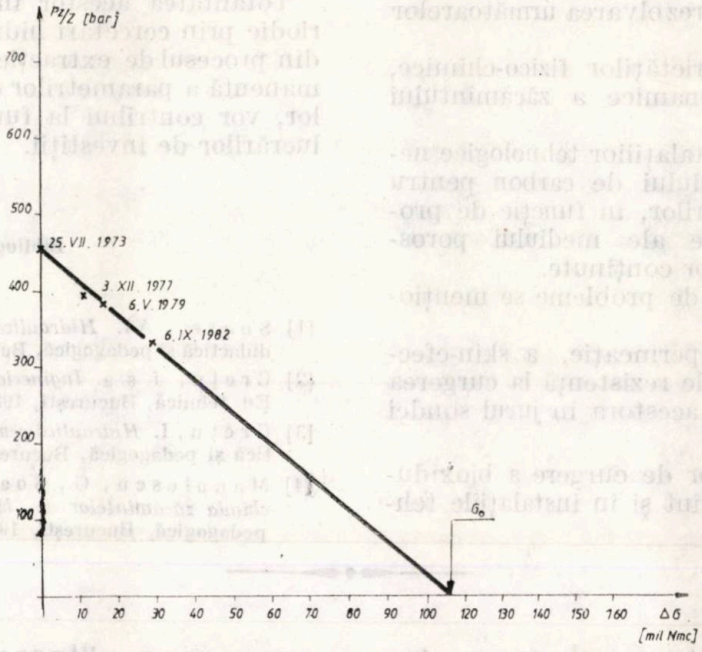


Fig. 5. Reprezentarea grafică a funcției $P_z/Z = f(\Delta G)$.

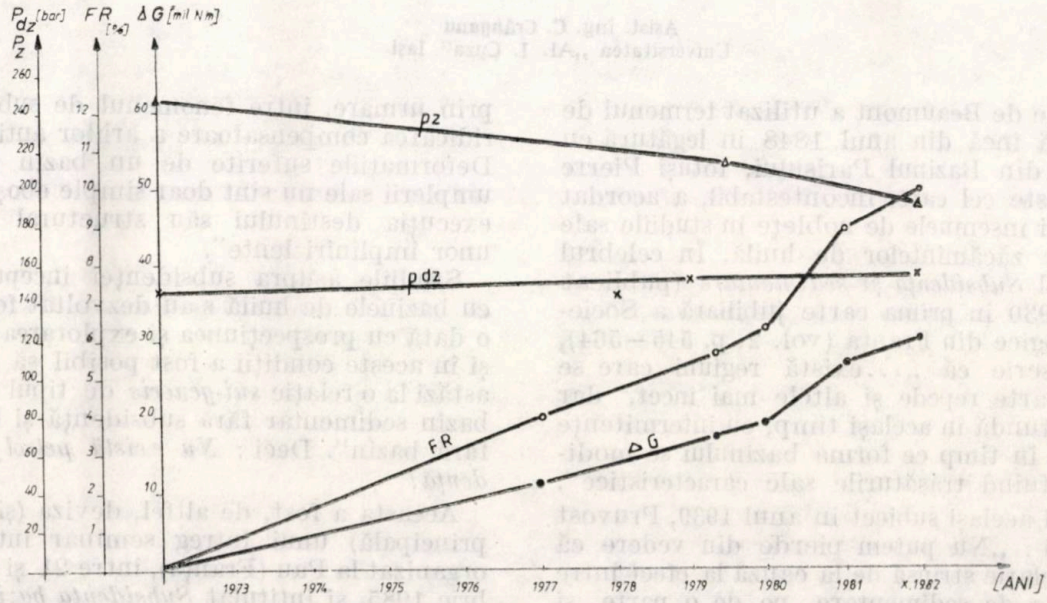


Fig. 6. Variația principalilor indicatori de extracție a bioxidului de carbon în perioada analizată.

— raza maximă a zonei de influenţă a sondei se estimează la circa 570 m, corespunzătoare unei suprafeţe productive de 1,0263 km².

Evoluţia principalilor indicatori de extracţie a bioxidului de carbon prin sonda analizată este prezentată în figura 6.

Concluzii

Rezultatele cercetărilor hidrodinamice, termodinamice şi cele rezultate prin procesul de extracţie a bioxidului de carbon pe o perioadă de circa 10 ani, corelarea şi interpretarea acestor rezultate contribuie la rezolvarea următoarelor probleme :

— cunoaşterea proprietăţilor fizico-chimice, hidrodinamice, termodinamice a zăcămîntului în detaliu ;

— dimensionarea instalaţiilor tehnologice necesare extracţiei bioxidului de carbon pentru alimentarea consumatorilor, în funcţie de proprietăţile fizico-chimice ale mediului poros-permeabil şi ale fluidelor conţinute.

Din prima categorie de probleme se menţionează :

— proprietăţile de permeaţie, a skin-efectului, a coeficienţilor de rezistenţă la curgerea gazelor etc. şi variaţia acestora în jurul sondei şi în zăcămînt ;

— stabilirea ecuaţiilor de curgere a bioxidului de carbon în zăcămînt şi în instalaţiile tehnologice ;

— evaluarea dinamicilor de extracţie a bioxidului de carbon în funcţie de rezerva geologică iniţială şi necesarului de gaze reclamat de consumatori :

— evaluarea rezervelor prin metoda declinului de presiune pentru întreg zăcămîntul şi a rezervelor drenate de sonde ;

— stabilirea gabaritului de sonde de exploatare necesar ;

— stabilirea regimului de extracţie a bioxidului de carbon, respectiv precizarea formei energiei de zăcămînt etc.

Totalitatea acestor informaţii, obţinute periodic prin cercetări hidrodinamice şi provenite din procesul de extracţie printr-o urmărire permanentă a parametrilor de funcţionare a sonde lor, vor contribui la fundamentarea sau nu a lucrărilor de investiţii.

Bibliografie

[1] Soare, Al. *Hidraulică generală şi subterană.* Ed. didactică şi pedagogică, Bucureşti, 1981.

[2] Creţu, I. ş. a. *Ingineria zăcămintelor de hidrocarburi.* Ed. tehnică, Bucureşti, 1981.

[3] Creţu, I. *Hidraulică generală şi subterană* Ed. didactică şi pedagogică, Bucureşti, 1983.

[4] Manolescu, G., Soare Elena Olga. *Fizico-chimia zăcămintelor de hidrocarburi.* Ed. didactică şi pedagogică, Bucureşti, 1981.

Este subsidenţa o cheie pentru prognozarea viitoarelor zăcăminte de hidrocarburi ?

Asist. ing. **C. Crânganu**
Universitatea „Al. I. Cuza" Iaşi

Deşi Elie de Beaumont a utilizat termenul de subsidenţă încă din anul 1848 în legătură cu Jurasicul din Bazinul Parisului, totuşi Pierre Pruvost este cel care, incontestabil, a acordat termenului însemnele de noblete în studiile sale consacrate zăcămintelor de huilă. În celebrul său articol *Subsidenţă şi sedimentare* (publicat în anul 1930 în prima carte jubiliară a Societăţii geologice din Franţa (vol. 2, p. 545—564), Pruvost scrie că „...există regiuni care se afundă foarte repede şi altele mai încet, dar toate se afundă în acelaşi timp, cu intermitenţe succesive, în timp ce forma bazinului se modifică, aceetuînd trăsăturile sale caracteristice".

Reluînd acelaşi subiect în anul 1939, Pruvost precizează : „Nu putem pierde din vedere că există o relaţie strînsă de la cauză la efect între fenomenele de sedimentare, pe de o parte, şi afundarea ariei de depunere, pe de alta, şi, prin urmare, între fenomenul de subsidenţă şi ridicarea compensatoare a ariilor anticlinale... Deformaţiile suferite de un bazin în cursul umplerii sale nu sînt doar simple eboşe, ci chiar execuţia destinului său structural în cursul unor împliniri lente".

Studiile asupra subsidenţei începute astfel cu bazinele de huilă s-au dezvoltat foarte mult o dată cu prospecţiunea şi explorarea petrolieră şi în aceste condiţii a fost posibil să se ajungă astăzi la o relaţie *sui-generis* de tipul „nu există bazin sedimentar fără subsidenţă şi nici petrol fără bazin". Deci : *Nu există petrol fără subsidenţă!*

Aceasta a fost, de altfel, deviza (şi concluzia principală) unui întreg seminar internaţional organizat la Pau (Franţa), între 21 şi 22 noiembrie 1985, şi intitulat *Subsidenţa bazinelor sedimentare* [11].

Dacă această relaţie fundamentală pare evidentă, ea se dovedeşte astăzi, la o analiză complexă, mult mai încărcată de sensuri decît se putea gîndi cu cîtva timp în urmă.

„Nu există petrol fără subsidenţă". Bine, dar cum?

Constatarea se sprijină pe un anumit număr de relaţii morfologice, sedimentare, hidrodinamice, termice, fără a uita şi o relaţie cronologică.

I. Relaţia morfologică

Subsidenţa începe prin formarea de depresiuni morfologice sub formă de lacuri şi de lagune, adesea decupate de falii, care se umplu în general cu apă şi sedimente.

Aceste cuvete, mai mult sau mai puţin închise, sînt (în mod particular) favorabile stabilirii de medii propice depunerilor bogate în materie organică sau/şi săruri.

II. Relaţia sedimentară

Continuarea mecanismului de subsidenţă pe o anumită perioadă poate permite depunerea de acumulări foarte importante de sedimente fie prin aporturi, în cadrul unui sistem deltaic de exemplu, fie prin edificarea *in situ* a unor formaţiuni chimie sau a unor construcţii biologice. Varietatea sedimentelor acumulate poate acoperi gama celor trei elemente majore ale sistemului petrolier : roci-mamă, roci de etanşare, roci-magazin.

Zonele cu grosime maximă a depunerilor ocupă adesea suprafeţe relativ limitate, deplasîndu-se lateral în decursul timpului, pe măsura aporturilor şi a instabilităţii fundamentului. Pantele generate de marginile acestor depuneri centrale pot crea deformări, falii de creşteri şi anticlinale de compensaţie mai ales, susceptibile de a constitui primele capcane.

De altfel, sarcina acestor sedimente constituie, în majoritatea cazurilor, un înlocuitor al motorului tectonic al subsidenţei.

III. Relaţii de presiune

Afundarea sedimentelor care face posibilă subsidenţa antrenează compactarea lor, generînd o diminuare a porozităţii şi deci o expulzare de fluide interstiţiale (apă-petrol-gaze) conţinute în rocă.

În cazul unei expulzări normale, presiunea fluidelor interstiţiale rămîne cvasi-normală, adică apropiată de valoarea hidrostatică; astfel, la 3 000 m adîncime de exemplu, presiunea va fi de 300 kg/cm^2. Matricea sedimentului suportă în acest caz întreaga presiune litostatică.

În caz contrar, atunci cînd capacitatea de drenaj a seriei geologice este insuficientă (prezenţa slabă a rocilor rezervor sau/şi rezervoare discontinue) sau dacă subsidenţa este rapidă, apa interstiţială nu poate fi evacuată normal; ea suportă atunci o parte a presiunii litostatice care se manifestă printr-o creştere (uneori) importantă a presiunii fluidelor. Aceste strate suprapresurizate pot juca rolul unor bariere impermeabile.

IV. Relaţii termice

Acţiunea termică este, după condiţiile de depunere, un factor major al genezei hidrocarburilor şi al modului de formare a capcanelor. Ea comandă direct diageneza rocilor şi, în această calitate, acţiunea sa este dublă :

— defavorabilă (în general) în ceea ce priveşte calităţile petrofizice ale rezervoarelor;

— favorabilă şi necesară în ceea ce priveşte transformarea kerogenului în petrol şi gaze.

Importanţa subsidenţei rezidă în faptul că o rocă-mamă se poate găsi în situaţia de a atinge sau nu stadiul de maturizare a petrolului sau de cracare a petrolului în gaze. Ritmul ei va face ca roca-mamă să rămînă un timp îndelungat în zona de generare a petrolului, cu toate consecinţele care decurg de aici.

De exemplu, o trecere rapidă în zona de generare a petrolului permite atingerea stadiului de generare a gazului înainte ca petrolul să fi avut timp de a fi expulzat din roca-mamă.

Creşterea temperaturilor în adîncime contribuie, pe de altă parte, la creşterea volumului hidrocarburilor formate, la deplasarea lor şi, eventual, la o microfisurare a rocii.

Fluxurile termice sînt în relaţie directă cu subsidenţa, dar caracterul acestei relaţii depinde de unul din cele două mari scenarii tectonice, în extensie sau în compresiune. Primul, reprezentat de modelul „rift", este caracterizat printr-o termicitate ridicată; al doilea, adesea aliat subducţiilor şi fenomenelor de flexurare, este caracterizat printr-o termicitate mai slabă.

Primul are avantajul de a putea crea temperaturi destul de mari la o adîncime relativ mică, cu alte cuvinte de a putea asigura fabricarea de hidrocarburi într-un stadiu de afundare moderat. Cadrul structural în tensiune este, pe de altă parte, la originea fracturilor deschise, facilitînd primele migrări ale petrolului, dar, din nefericire, şi migraţia secundară a acestuia, prin deteriorarea stratelor etanşeizante.

În al doilea scenariu, bazinele asociate zonelor de compresiune şi mai ales bazinele de tip vorland (d'avant-pays) prezintă, în general, zone de geneză a petrolului relativ adînci, deci puternic compactate; ele oferă însă avantajul asocierii unor cutări susceptibile de a forma rapid capcane pentru hidrocarburi.

Relaţia subsidenţă-flux termic-generare de hidrocarburi a devenit (aproape) o axiomă pentru cei care studiază zonele petrolifere.

Royden și al. [12] au pus la punct o metodă de reconstituire a istoriei termice a bazinelor sedimentare, pe baza subsidenței regionale și a evoluției sedimentării, plecînd de la constatarea că marginile continentale pasive se scufundă cu o rată exponențială de $50 \cdot 10^6$ ani, care nu poate fi explicată în întregime prin compensarea izostatică datorată încărcării cu sedimente.

Deoarece procesul de generare a hidrocarburilor depinde de evoluția raportului timp/temperatură pentru materia organică îngropată, reconstituirea istoriei termice a bazinului poate fi utilizată pentru a determina, înainte de foraj, adîncimea pînă la intervalul petrolifer din „fereastra de generare a petrolului".

Acest mod de abordare reprezintă o metodă de evaluare a potențialului de hidrocarburi în regiuni de frontieră, unde controlul de sondă este slab sau lipsește și sugerează că ar putea exista un potențial semnificativ de generare a petrolului și gazelor în partea exterioară a ridicărilor continentale și în bazinele sedimentare de apă adîncă.

Se consideră că fluxul termic în funcție de timp este direct legat de subsidența care nu se datorează încărcării cu sedimente. Dacă evoluțiile subsidenței și sedimentării sînt bine cunoscute, iar conductibilitatea termică poate fi estimată în întreaga secțiune geologică, valoarea temperaturii în funcție de timp pentru unitățile sedimentare individuale poate fi calculată direct din istoria subsidenței regionale.

Utilizată referitor la un model care leagă nivelul metamorfismului organic de evoluția temperaturii materiei organice, reconstituirea rețelei timp/temperatură/adîncime poate ajuta la determinarea potențialului termic pentru metamorfismul organic în unități sedimentare individuale. Aceste reconstituiri au o aplicație imediată în explorarea pentru petrol, deoarece potențialul de hidrocarburi al unor zone aflate la limita cunoașterii ar putea fi apreciat înainte de foraj.

La noi în țară, s-a încercat [9] să se stabilească principalele relații dintre *geotermie* și *petrol*, prezentînd un model original „în pături suprapuse și cu izvoare interioare de căldură" referitor la distribuția temperaturilor în interiorul pămîntului. Studiul manifestărilor magmatice și termodinamica lor aduce o contribuție la problema geotermiei în general și (fără ca autorul să insiste) a genezei hidrocarburilor în particular, un exemplu interesant fiind reprezentat de mecanismul sugerat pentru migrarea geotermică a hidrocarburilor, funcție de transferul de căldură și de materie organică.

V. Un caz concret: subsidența Bazinului Transilvaniei

Într-o serie de lucrări anterioare [1; 2; 3; 4; 5; 6; 7] am încercat să descifrăm cîteva aspecte esențiale ale subsidenței celui mai mare bazin sedimentar al țării noastre — Bazinul Transilvaniei — înzestrat cu importante resurse gazifere.

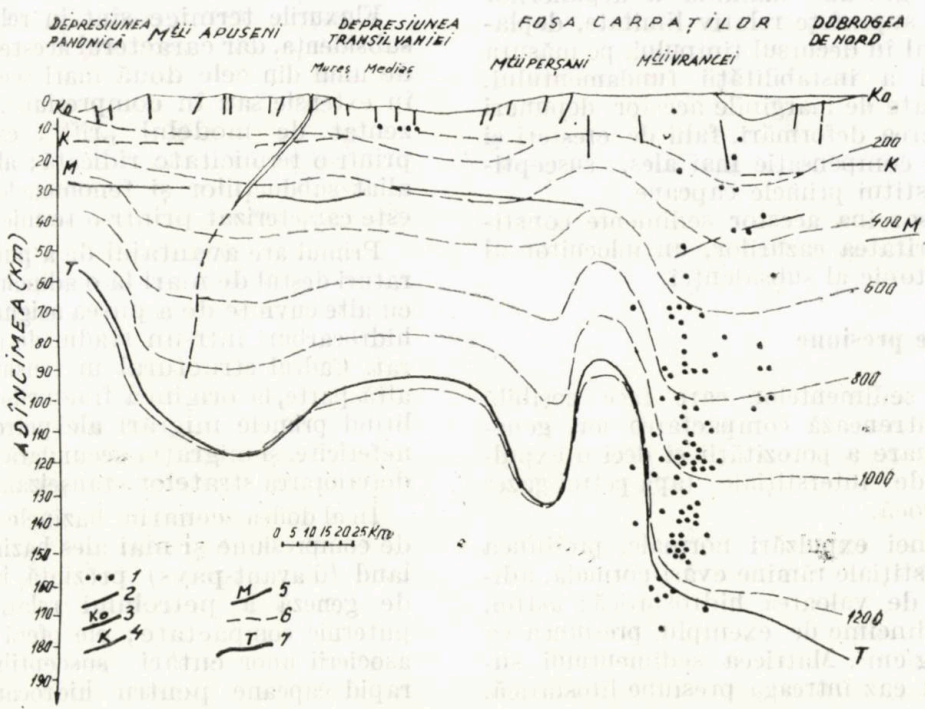


Fig. 1. Modelul geotermal a litosferei pe profilul Galați — Zerind (după C. Demetrescu și al., simplificată): *1* — hipocentre; *2* — falie; *3* — disc ontinuitatea sedimentar-fur dament; *4* — discontinuitatea Conrad; *5* — discontinuitatea Mohorovicic; *6* — izotermă; *7* — limita litosferă - astenosferă.

Fără a fi ajuns pînă în momentul de faţă la un model propriu pentru Bazinul Transilvaniei, se poate aprecia că subsidenţa postbadeniană (avînd o componentă tectonică şi una sedimentară) însoţită de un regim termic special a favorizat dezvoltarea marii majorităţi a structurilor gazifere din zona amintită.

Demetrescu şi al. [8] au evidenţiat (fig. 1) că sub Bazinul Transilvaniei crusta suferă o subţiere puternică (90—95 km) pe fondul creşterii valorilor izoliniilor cîmpului geotermic, ceea ce reprezintă o confirmare a ipotezei privind subsidenţa bazinului ca urmare a subţierii crustei consecutivă unui eveniment termic. Fără a insista acum (o vom face cu ocazia propunerii modelului de subsidenţă a Bazinului Transilvaniei) asupra naturii, modului de desfăşurare şi consecinţelor evenimentului termic, simpla lui confirmare geofizică o considerăm suficientă pentru învederarea aserţiunii cu privire la existenţa condiţiilor necesare declanşării subsidenţei şi funcţionării regimului termic necesar pentru ocurenţa hidrocarburilor[1].

O altă confirmare importantă o reprezintă cele două hărţi ale subsidenţei tectonice totale redactate pentru Buglovian (fig. 2) şi pentru Sarmaţian (fig. 3).

S-a considerat că subsidenţa tectonică totală poate fi asimilată vitezei de paleo-afundare a fundamentului bazinului (înglobîndu-se deci şi acţiunea cauzelor tectono-termice şi a sarcinii produse de încărcarea sedimentară) în decursul Badenianului (16,0 — 13,3 Ma), Buglovianului (13,3 — 12,6 Ma) şi Sarmaţianului (12,6 — 11,0 Ma). Datările geo-cronologice s-au făcut în acord cu [13; 14; 10], considerîndu-se declanşarea subsidenţei o dată cu depunerea sării badeniene şi oprindu-se calculele la finele Sarmaţianului, întrucît Pliocenul, aflat

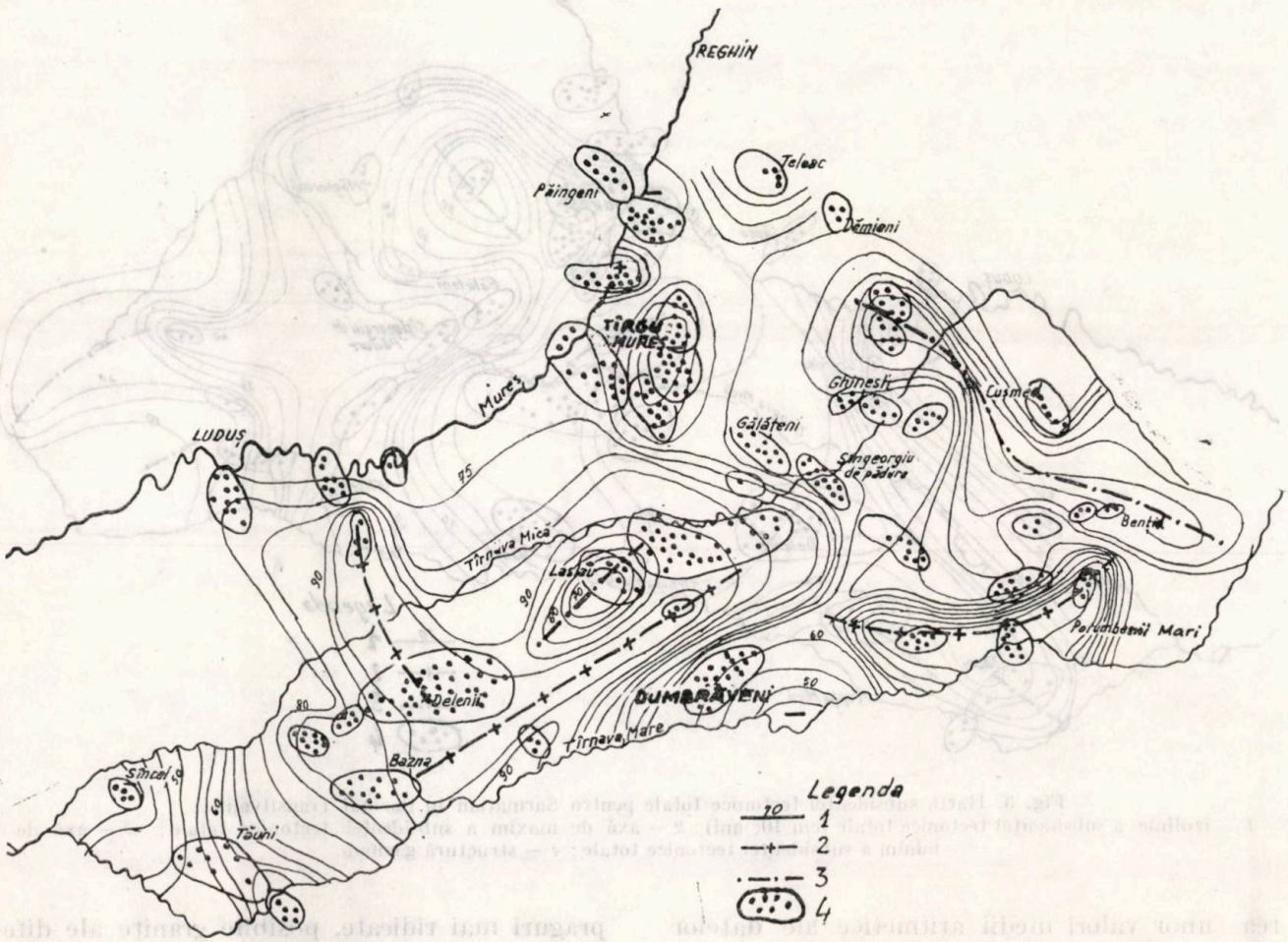


Fig. 2. Harta subsidenţei tectonice totale pentru Buglovian în Bazinul Transilvaniei: *1* — izolinie a subsidenţei tectonice totale (cm/10^3 ani); *2* — axă de maxim a subsidenţei tectonice totale; *3* — axă de minim a subsidenţei tectonice totale; *4* — structură gaziferă.

[1] Prezenţa numai a zăcămintelor de gaze şi lipsa celor de petrol reprezintă, cel mai probabil, tot o consecinţă a temperaturilor ridicate anterior şi din timpul subsidenţei.

la suprafață, este erodat într-o cantitate necunoscută și imposibil de apreciat.

Deoarece puține sonde au străbătut sarea, s-a renunțat la prezentarea subsidenței în timpul Badenianului.

În tabelul 1 sînt menționate 57 de structuri cuprinzînd 454 de foraje pentru care s-au calculat valorile de subsidență tectonică totală din Buglovian și Sarmațian. Am recurs la înscrierea unor valori medii aritmetice ale datelor obținute pentru forajele unei singure structuri, neavînd deocamdată fundamentat necesarul unui studiu statistic.

Studiul celor două hărți ale subsidenței tectonice totale a părții centrale a Bazinului Transilvaniei pune în evidență unele aspecte interesante referitoare la evenimentele tectonice și/sau sedimentare din timpul Buglovianului și Sarmațianului.

Valorile minime indică zone cu o viteză mică de sedimentare, un nivel eustatic scăzut și o puternică eroziune în cazul unei exondări accentuate.

Valorile maxime pun în evidență zonele cu o viteză rapidă de sedimentare și un nivel eustatic ridicat.

Valorile aberante (?) pot fi considerate ca posibile erori în datările de foraj.

Direcțiile (axiale) de maxim ale subsidenței tectonice totale (paleo-afundării) semnifică existența unor paleo-curenți sau paleo-văi de alimentare, pe cînd cele de minim evidențiază

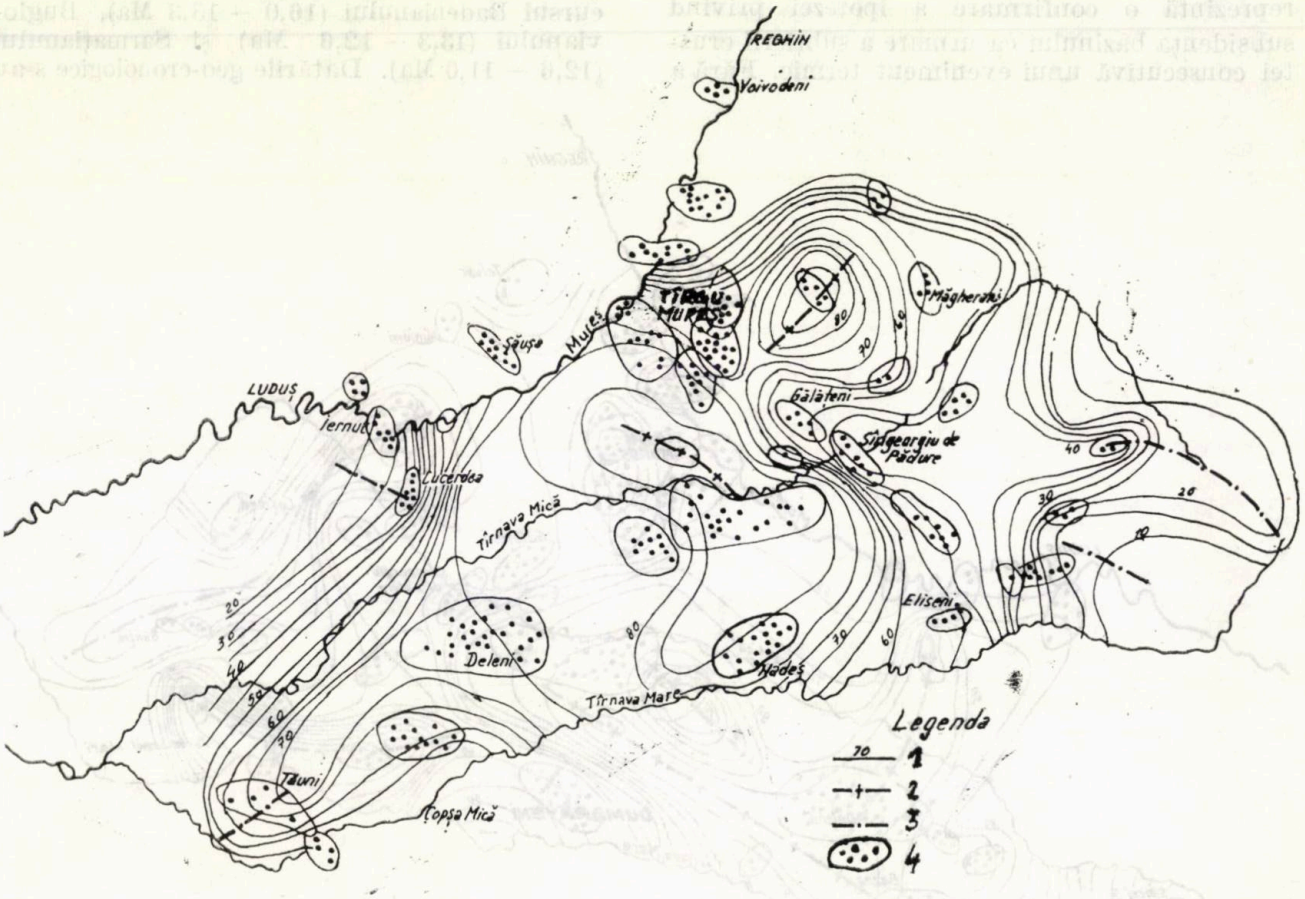


Fig. 3. Harta subsidenței tectonice totale pentru Sarmațian în Bazinul Transilvaniei:
1 — izolinie a subsidenței tectonice totale (cm/10^3 ani); *2* — axă de maxim a subsidenței tectonice totale; *3* — axă de minim a subsidenței tectonice totale; *4* — structură gaziferă.

praguri mai ridicate, posibile granițe ale diferitelor compartimente tectonice (Bazinul Transilvaniei n-a funcționat, în timpul subsidenței ca o cuvetă omogenă, ci puternic fragmentată printr-un joc complex de falii și prin reologia specială a sării).

În fine, valorile comportă și o anumită doză de incertitudine datorită variației (necunoscute) a condițiilor de sedimentare sau lipsei corecțiilor de compactare (care sînt în funcție de grosimea, porozitatea și densitatea rocilor coloanei stratigrafice).

Valorile sensibil mai mari din timpul Buglovianului relevă că această perioadă a cunoscut

Tabelul 1

Valorile subsidenței tectonice totale pentru partea centrală a Bazinului Transilvaniei

Nr. crt.	Denumirea structurii	Nr. foraje analizate	Valoarea subsidenței, (cm/1000 ani)	
			Buglovian	Sarmațian
1	Acățari	18	55,20	79,22
2	Alma	1	92,85	78,87
3	Atid	1	39,71	40,62
4	Bazna	10	90,58	60,85
5	Bențid	1	30,00	21,70
6	Bogata	6	89,42	—
7	Boiu	3	69,31	70,10
8	Brădești	1	63,00	17,00
9	Cetatea de Baltă	6	78,35	—
10	Chedea Mare	10	44,88	—
11	Codaciu	1	43,28	—
12	Corbești	1	88,00	92,56
13	Corunca	38	56,17	65,53
14	Cristur	12	89,46	24,04
15	Cucerdea	18	96,09	33,13
16	Cușmed	3	47,19	20,31
17	Deleni	6	92,52	—
18	Dîmbău	1	211,14(?)	—
19	Dumbrăveni	2	69,42	83,46
20	Eliseni	12	69,10	63,38
21	Ernei	23	82,02	35,18
22	Filitelnic	62	71,94	82,81
23	Firtușu	2	—	42,43
24	Gălățeni	13	64,13	49,67
25	Geoagiu	3	69,13	70,10
26	Ghindari	5	65,39	43,68
27	Ghinești	7	64,18	65,28
28	Giuluș	1	77,71	73,06
29	Hărănglab	9	92,63	75,69
30	Icland	4	69,24	46,75
31	Iernut	12	77,47	21,00
32	Laslău	11	72,99	72,78
33	Măgherani	17	39,38	56,49
34	Medișoru Mare	1	62,14	17,93
35	Mica	1	231,42(?)	11,6(?)
36	Meircurea	2	63,71	88,43
37	Mitrești	1	179,57(?)	—
38	Nadeș	21	56,09	78,84
39	Nicolești	1	77,57	—
40	Petrilaca	4	80,85	—
41	Pipea	1	82,57	85,06
42	Polonița	1	38,57	11,50
43	Prod Seleuș	13	47,25	84,86
44	Sărățeni	2	64,57	50,68
45	Senereuș	1	100,71	85,93
46	Sighișoara	2	44,28	66,18
47	Simonești	3	90,71	62,55
48	Sîncel	1	37,14	—
49	Sîngeorgiu de Pădure	5	63,42	43,23
50	Sînmiclăuș	1	33,14	—
51	Sînpaul	3	62,52	—
52	Șoimușu Mare	16	67,03	52,17
53	Tărcești	1	40,00	—
54	Tăuni	12	55,99	69,75
55	Tîrgu Mureș	19	71,41	82,56
56	Trei Sate	15	53,93	54,40
57	Velț	7	51,81	—

NOTA. Datele necesare calculării valorilor de subsidență tectonică totală au fost extrase din fișierul de date existent la Centrul de calcul București al I.C.P.P.G. Cîmpina.

o sedimentare (+ subsidență) foarte rapidă datorată, probabil, creșterii apelor mării sarmațiene [2].

Se remarcă o bună corelație, pe ambele hărți, între prezența structurilor gazifere și zonele cu amplitudini maxime sau minime ale subsidenței tectonice totale.

Recenta descoperire a unei noi structuri gazifere la Loamneș (circa 30 km sud de Axente Sever) sugerează că zona anomală cuprinzînd structura Tăuni este genetic legată de cea de la Loamneș (pe care se închid izoliniile subsidenței). De aici decurge importanța studierii hărților de subsidență pentru a presupune, cu un pas mai devreme, posibile ocurențe ale unor noi zăcăminte de hidrocarburi.

Concluzii

Se poate afirma că subsidența unui bazin determină îndeaproape caracteristicile sale petroliere

— prin intensitatea ei, care condiționează nu numai ritmul și tipul de sedimentare, ci și modalitățile de diageneză minerală și organică;

— prin natura motorului ei tectonic, în extensiune sau în compresiune, și/sau gravitațional și prin caracteristicile termice adiacente;

—prin cronologia diferitelor sale faze, perioadele de accelerare, succedîndu-se depunerilor de roci-mamă și formării de capace, fiind cele mai favorabile.

Altfel spus, fazele de subsidență cele mai recente pot fi cele mai eficace din punct de vedere petrolier, în măsura în care ele permit expulzarea hidrocarburilor și asigură migrarea lor primară într-o rocă de unde nu vor mai avea timp să migreze ulterior.

Mecanismele subsidenței comandă astfel istoria și principalele caracteristici ale bazinului sedimentar, deci în mod direct și ale sistemului petrolier. O cunoaștere detaliată a acestor mecanisme constituie astăzi, fără îndoială, unul dintre demersurile cheie ale aprecierii potențialului petrolier al unui bazin.

---

[2] O altă cauză posibilă care, coroborată cu factorul termic, poate explica ocurența exclusivă a gazelor.

Bibliografie

[1] Crânganu, C. *Considerații critice asupra modelelor actuale de subsidență a bazinelor sedimentare.* Comunicare prezentată la Simpozionul „Grigore Cobălcescu", Univ. „Al. I. Cuza" Iași, 29 octombrie 1983.

[2] Crânganu, C. *Contributions à l'étude quantitative de la subsidence des bassins sedimentaires.* An. șt. Univ. „Al. I. Cuza" Iași, t. XXX, s. IIb, Géol—Géog., 47—51, 1984.

[3] Crânganu, C. *Données préliminaires sur le paléoenfouissement dans le Bassin de la Transylvanie.* An. șt. Univ. „Al. I. Cuza", t. XXXI, s. IIb, Géol.—Géog., 53—54, Iași, 1985.

[4] Crânganu, C. *Considérations sur la subsidence tectonique du bassin de la Transylvanie.* Proceeding reports of the XIIIth Congress of KBGA Carpatho-Balkan-Geological Association, Additionally received reports, 33—36, Poland-Cracow, September 5—10, 1985.

[5] Crânganu, C. *Quantitative estimation of the sedimentary basins subsidence. Considerations on the Transylvania Basin.* Rev. Roum. Géol., Géophys, et Géogr. — GÈOPHYSIQUE, t. 29, p. 63, Bucureşti, 1985.

[6] Crânganu, C. *L'éstimation quantitative de la subsidence des bassins sédimentaires. Considérations sur le Bassin de la Transylvanie.* Rev. Roum. Géol., Géophys. et Géogr. — GÉOPHYSIQUE, t. 30, p. 37—44, Bucureşti, 1986.

[7] Crânganu, C. *La subsidence tectonique totale de la partie centrale du Bassin de la Transylvanie.* An. şt. Univ. „Al. I. Cuza", t. XXXIII,s. IIb Iaşi, 1987 (în curs de apariţie).

[8] Demetrescu, C. ş. a. *On the thermal structure of the lithosphere in Romania.* Rev. Roum. Géol., Géophys. et Géogr.—GÉOPHYSIQUE, t. 28, p. 33—38, Bucureşti, 1984.

[9] Milcoveanu, D. *Geotermia şi petrolul.* Ed. Facla, Timişoara, 1984.

[10] Papp, A. ş.a. *Diskussion des Äquivalente des Badenien in Europa.* In „*Chronostratigraphie und Neostratotypen — — Miozän der Zentralen Paratethys — Badenien*", VI, Ed. Veda, Bratislava, 1978.

[11] Perrodon, A. *De la subsidence au pétrole.* Bull. Centra Rech. Explor. — Prod. Elf-Aquitaine, 10, 2, 9—12, Pau-France, 1986.

[12] Royden, L. ş. a. *Subsidenţa marginilor continentale şi fluxul termic — parametri importanţi în formarea hidrocarburilor.* AAPG Bull, vol. 64, 2, Tulsa-Oklahoma, USA, 1980, tradus în B.T.S., XIII, 4, 153—185, 1982.

[13] Vass, D. ş.a. *Absolute datierung aus dem Ssarmatien s. str.* In *Chronostratigraphie und Neostratotypen — Miozän M5 — Sarmatien.* Ed. Veda. Bratislava, 1974.

[14] Vass, D. ş.a. *The Badenien Radiometric Ages.* In *Chronostratigraphie und Neostratotypen — Miozan der Zentralen Paratethys — Badenien* VI. Ed. Veda, Bratislava, 1978.

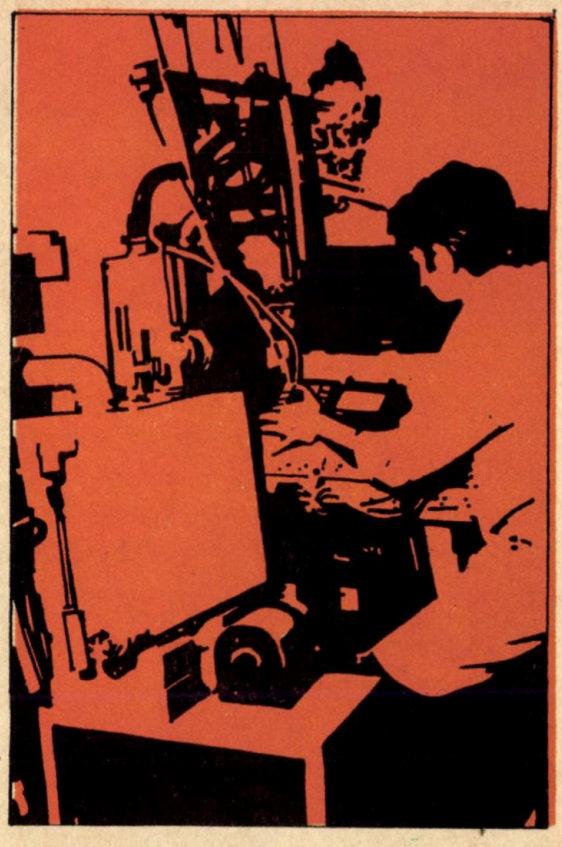
Revista MINE, PETROL şi GAZE este editată de Oficiul de informare documentară pentru industria minieră Bucureşti, Calea Victoriei 220, sector I, cod 71104, C.P. 22 — 146, telefon 59.29.75.
Tiparul: Întreprinderea poligrafică „Informaţia", şir. Brezoianu nr. 23—25, Bucureşti.

Grafica: A. Socaciu

Preţul: 13 lei/exemplar

I.P.I *c. 1260

CENTRUL DE CERCETARI, INGINERIE TEHNOLOGICA SI PROIECTARI PENTRU SECURITATE MINIERA execută cercetări fundamentale şi aplicative în domeniile:



CCITPSM
• Petrosani •

- aeraj şi climatizarea minelor, ventilaţie industrială;
- prevenirea şi combaterea pericolului acumulărilor de metan, a altor gaze şi pulberi explozive sau toxice, fenomene gazodinamice;
- tehnologia lucrărilor de împuşcare, materiale explozive;
- asigurarea condiţiilor de mediu la locurile de muncă - combaterea prafului, a zgomotului şi vibraţiilor;
- prevenirea şi combaterea focurilor endogene;
- normative, cauzalitatea accidentelor;
- materiale de propagandă de protecţie a muncii (afişe, broşuri, diafilme);
- psihologia muncii în industria minieră;
- electrosecuritatea în industria minieră;
- verificarea şi atestarea protecţiei antiexplozive;
- pericolul încărcării electrostatice;
- instalaţii de automatizare, telecomunicaţii, telecontrol, metanometre pentru industria minieră;
- prevenirea, detectarea şi combaterea incendiilor;
- combaterea poluării atmosferei de către industria minieră;
- analize fizico-chimice, verificări, avizări privind parametrii de securitate, expertize tehnice, asistenţă tehnică de specialitate;
- salvare minieră.

1987 JUL 1 31

CCLA, Bucureşti, str. Biserica Amzei nr. 23, telefon 597060

Realizează pentru beneficiarii din ramura extractivă o gamă variată de lucrări prin:

ACTIVITATEA DE INFORMATICA

- Proiectare şi implementare de produse informatice în domeniile: foraj sonde; producţie ţiţei şi gaze; distribuţie gaze; aprovizionare-desfacere, financiar-contabilitate, personal, retribuire şi altele.
- Exploatare curentă a produselor informatice pentru beneficiarii din sistem.

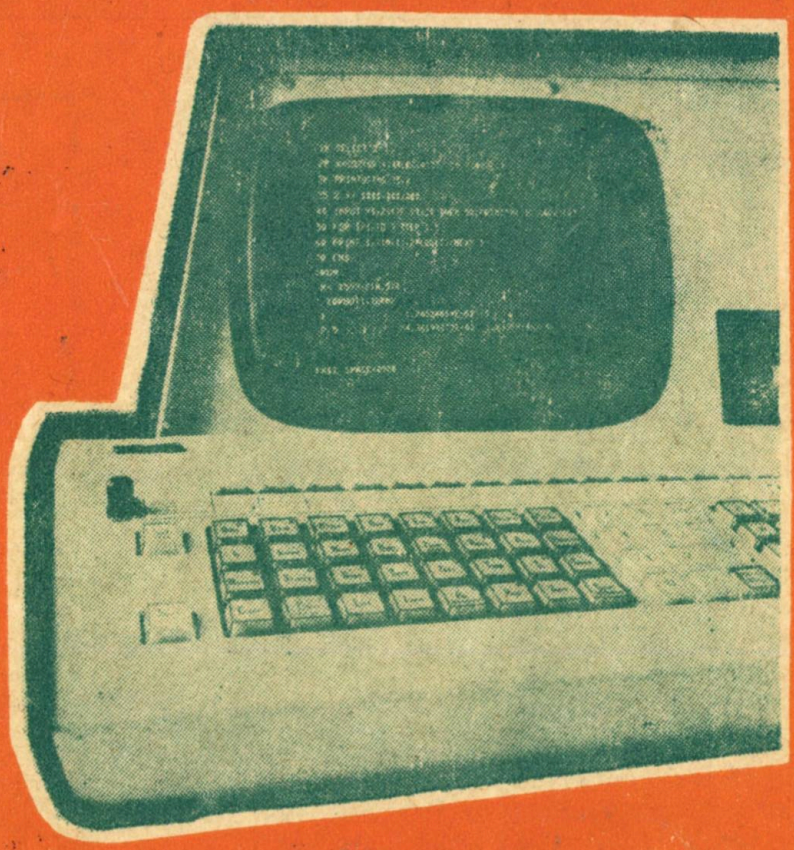
ACTIVITATEA INDUSTRIALA

- Produce pentru instalaţiile şi utilajele din industria petrolieră o gamă diversificată de articole tehnice din cauciuc - pentru majoritatea acestora fiind singurul furnizor din economie care răspunde cerinţelor tuturor unităţilor din sectorul de petrol şi gaze.

ACTIVITATI AUXILIARE

- Machete pentru obiective de investiţii şi tehnologii de producţie pentru industria extractivă de petrol şi gaze, lucrări de editare şi tehnoredactare, tipărire şi legătorie etc.

centrul de calcul si lucrari auxiliare



E 1445

69

04

MINE PETROL GAZE

BUCUREŞTI – ROMÂNIA ◆ Vol. 38, iulie 1987 7

INTREPRINDEREA DE PIESE DE SCHIMB SI REPARATII UTILAJ MINIER · DEVA

I.P.S.R.U.M. DEVA, str. C.A.Rosetti nr.5, tel. 14647, 15250
cont BNRSR - Deva 30.12.05.101

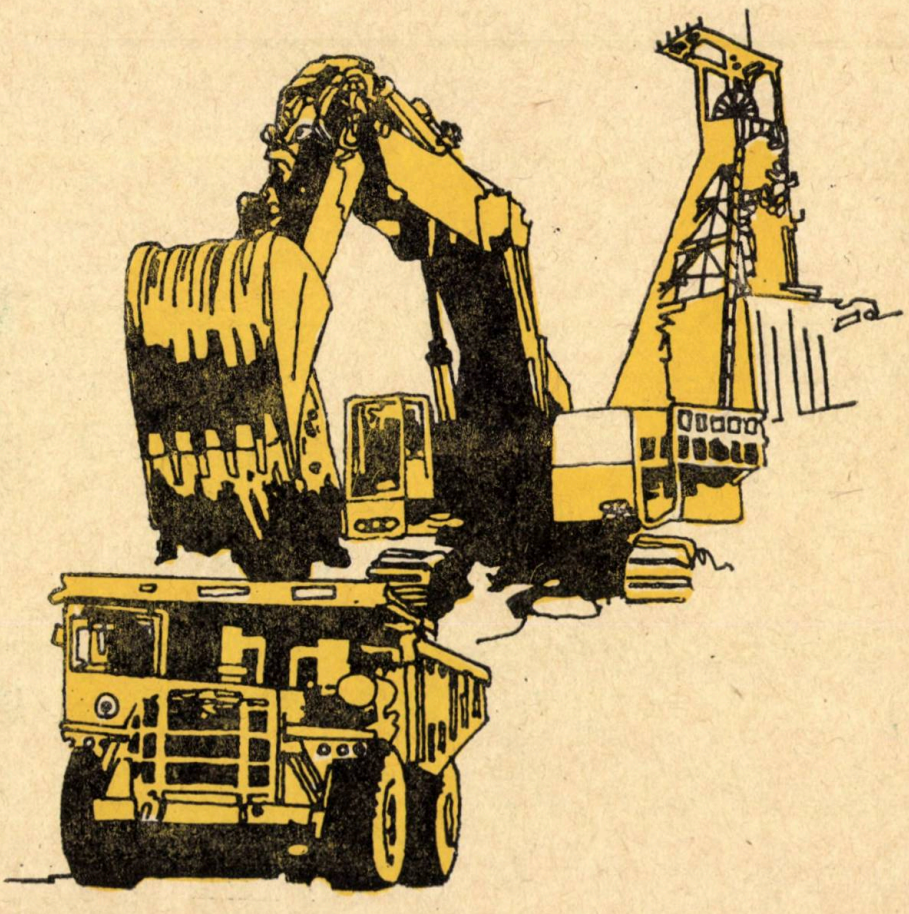
PRODUCE :

- piese de schimb pentru utilaj minier şi uzinele de preparare a minereurilor ;
- piese turnate din oţel-carbon şi oţel înalt aliat pentru utilajele din uzinale de preparare a minereurilor;
- diferite confecţii metalice.

EXECUTA :

- reparaţii la utilajele din uzinele de preparare, în întreprindere şi cu echipe SERVICE specializate, direct la beneficiar;
- reparaţii la utilajele miniere din cariere: EKG-4,6 - 5 şi 8 m^3; în Intreprindere şi cu echipe SERVICE la beneficiar;
- reparaţii la autobasculante grele de 50 şi 55 t;
- reparaţii generale de motoare pentru autobasculante grele de 50-55 t tip MTU;
- recondiţionări de piese de schimb prin sudură, metalizare şi prelucrări mecanice;
- rectificări de arbori cotiţi pentru utilaj minier şi mijloace de transport;
- recondiţionări de piese pentru excavatoarele EKG-4,6 - 8 m^3 (braţe, batiuri, cupe etc.).

IPSRUM DEVA



MINE, PETROL ŞI GAZE

ORGAN AL MINISTERULUI MINELOR, PETROLULUI ŞI GEOLOGIEI

ANUL XXXVIII

Nr. 7 1987

CUPRINS

Matacă, E. **Sprijinitorul de front** 305

Ene, I. **Discuţii asupra vîrstelor izotopice (K/Ar, Rb/Sr, U/Pb) privind formaţiunile cristaline magmatice din Carpaţii Meridionali** 313

Pârcălăbescu, I. D. **Cercetări roentgenostructurale asupra unor carote extrase din zăcămîntul de săruri de la Slătioarele şi unele supoziţii de geneză** 323

Vişan Sanda ş.a. **Valorificarea zincului şi plumbului din deşeuri metalice** 330

Nistor, I. **Cercetări privind posibilitatea obţinerii de suporţi minerali adecvaţi fluidelor de foraj tip emulsie inversă din argile româneşti (III)** 333

Gheorghiţoiu, M., Dincă Ana **Spumele preformate ca fluide de circulaţie în sonde** 339

Şerban, C. **CUSINIAL — 7-Sn-M — un aliaj de antifricţiune, bun înlocuitor al materialului lagărelor de la motocompresoarele de gaze** 345

COLEGIUL DE REDACŢIE

Ing. VASILE SCRIPĂŢ, preşedinte; dr. ing **GHEORGHE ALDEA**; ing. **ŞTEFAN BENEA**; dr. geol. **IOSIF BERCIA**; ing. **TEODOR BORU**; dr. ing. **GHEORGHE DONŢOV DANU**; dr. ing. **IANCU GEANGĂLĂ**; dr. ing. **FLOREA NEAGU**; ing. **NICOLAE PANTILIE**; **ELENA VRĂNCEANU**, redactor.

REZUMATE

C.Z. 622.271.3

M a t a c ă, E. *Sprijinitorul de front*

Autorul prezintă sinteza soluţiilor adoptate de specialiştii minieri din bazinul de lignit al Olteniei, precum şi concluziile experimentărilor efectuate în scopul evitării efectelor deblocării frontului de cărbune.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 7, 1987

C.Z. 552.43 : 552.31 : 551.7→519.17

E n e, I. *Discuţii asupra vîrstelor izotopice (K/Ar, Rb/Sr, U/Pb) privind formaţiunile cristaline şi magmatice din Carpaţii Meridionali*

Neconcordanţa dintre datele izotopice asupra unor formaţiuni geologice şi istoria geologică a unei regiuni, stabilită pe criterii paleontologice sau de supoziţie, nefiind concludente, s-a apelat la folosirea unor metode geocronologice nucleare menite să aducă un plus de certitudine în stabilirea vîrstelor geologice, mărind astfel eficienţa cercetărilor geologice.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 7, 1987

C.Z. 552.31 : 548.73→544.64

P â r c ă l ă b e s c u, I. D. *Cercetări roentgenostructurale asupra unor carote extrase din zăcămîntul de săruri de la Slătioarele şi unele supoziţii de geneză*

Folosind investigarea roentgenostructurală şi analiza chimică, făcînd apel şi la unele legităţi geochimice şi modelînd sistemul prin ecuaţia funcţională a energiei, se explică prezenţa reţelelor cristaline identificate în sistemul analizat şi se fundamentează supoziţia că zăcămîntul de săruri de precipitaţie fizico-chimică de la Slătioarele s-a format într-un aparat vulcanic submarin.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 7, 1987

C.Z. 622.791

V i ş a n S a n d a ş.a. *Valorificarea zincului şi plumbului din deşeuri metalice*

Pentru recuperarea zincului şi plumbului dintr-un deşeu al procesului de preparare, prin utilizarea tehnologiilor hidrometalurgice, autorii analizează fluxurile tehnologice pentru două variante, avînd în vedere criterii tehnico-economice de eficienţă.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 7, 1987

C.Z. 622.243.144

N i s t o r, I. *Cercetări privind posibilitatea obţinerii de suporţi minerali adecvaţi fluidelor de foraj tip emulsie inversă din argile româneşti* (III)

Pe baza investigării microstructurale, utilizînd metoda difracţiei razelor X prin cristale şi analiza chimico-spectrală de emisie a unor probe de argilă prelucrate fizico-chimic în laborator, se demonstrează că există posibilitatea obţinerii de suporţi minerali pentru fluidele de foraj tip emulsie inversă din argile româneşti.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 7, 1987

C.Z. 622.243.144

G h e o r g h i ţ o i u, M., D i n c ă A n a *Spumele preformate ca fluide de circulaţie în sonde*

Sînt prezentate cîteva noţiuni despre spume şi proprietăţile spumelor preformate. Prin prisma acestor proprietăţi se apreciază posibilitatea folosirii lor ca fluide de circulaţie în sonde. De asemenea, se prezintă şi unele accesorii necesare în instalaţia de suprafaţă pentru folosirea spumelor în sonde.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 7, 1987

C.Z. 621.82 : 621.51 : 622.691

Ş e r b a n, C. *CUSINIAL — 7-Sn-M — un aliaj de antifricţiune, bun înlocuitor al materialului lagărelor de alunecare de la motocompresoarele de gaze*

Menţinerea motocompresoarelor utilizate în staţiile de compresoare pentru comprimarea şi transportul gazelor naturale în perfectă stare de funcţionare, i-a determinat pe specialiştii de la Intreprinderea de reparat motoare grele şi instalaţii petroliere din Cîmpina să cerceteze şi să realizeze un material de înlocuire a cuzineţilor palier şi cuzineţilor bielă motor şi compresor, material a cărui caracteristici şi particularităţi sînt prezentate în articol.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 7, 198/

CONTENTS

C.Z. 622.271.3

Matacă, E. *The face sprag*

The author presents a synthesis of the solutions adopted by the mining experts in the Oltenia lignite basin, as well as the conclusions of the trials carried out in order to avoid the effects of the coal face breaking.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 7, 1987

C.Z.552.43 : 552.31 :551.7→519.17

Ene, I. *Discussions about the isotopic age (K/Ar, Rb/Sr, U/Pb) regarding the cristalline and magmatic formations from the Southern Carpathians*

Due to the non-compliance of the isotopic data of certain geological formations and the geological history of a region, established on the basis of palaeontologic and assumed criteria, nuclear geochronological methods were used in order to increase the degree of reliability in determining the geological age and to improve the efficiency of the geological research.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 7, 1987

C.Z. 552.31 : 548.73→544.64

Pârcălăbescu, I. D. *Roentgeno-structural investigation of drill cores taken from the Slătioarele salts deposit and certain genesis assumptions*

By applying the roentgeno-structural investigations, the chemical analysis, certain geochemical laws and by modelling the system through the functional equation of energy, the presence of the cristalline lattices identified in the system is explained and the assumption is sustained that the Slătioarele deposit of physico-chemical precipitation salts was formed in an offshore volcanic area.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 7, 1987

C.Z. 622.791

Vişan Sanda et al. *Zinc and lead recovery from metallic waste*

The authors consider the technological flowsheets for two alternatives of zinc and lead recovery from ore dressing waste by applying hydrometallurgical technologies and taking into account efficiency criteria

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 7, 1987

C.Z. 622.243.144

Nistor, I. *Investigations regarding the possibility of obtaining mineral supports from Romanian clays for inverse emulsion type drilling muds (III)*

Based upon microstructural investigations, applying the X-ray crystal diffraction method and the chemico-spectral emission analysis to clay samples physically and chemically processed in laboratory, the possibility of obtaining from Romanian clays mineral supports for inverse emulsion type drilling muds is proved.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 7, 1987

C.Z. 622.243. 144

Gheorghiţoiu, M., Dincă Ana *Preformed foams used as driving fluids in wells*

A few notions about foams and the characteristics of preformed foams are presented. Based upon these characteristics the possibility of their application as driving fluids in wells is considered. Some of the accessories required in the surface equipment to handle foams in the wells are also presented.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 7, 1987

C.Z. 621.82 : 621.51 : 622.691

Şerban, C. *CUSINIAL—7-Sn-M— a friction proof alloy, a good replacement of the material used for the bearings of the reciprocating gas compressors*

In order to maintain the operational status of the reciprocating compressors used in the compressor stations for natural gas compression and transport, the experts from the Enterprise for repairing heavy duty motors and oil equipment from Cîmpina have studied and developed a replacement for the material used to manufacture the bearings for motor and compressor. Its characteristics and features are presented in the paper.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 7, 1987

СОДЕРЖАНИЕ

CZ. 622.271.3

Матакэ, Э. *Подпорка груди забоя*

Автор представляет синтез решений, принятых горными специалистами бассейна лигнита Ольтении, а также выводы осуществляемых опытов в виду избежания эффектов случайного разрушения груди угольного забоя.

Ключевые слова: подпорка, грудь забоя, угольный бассейн, разрушение, эффекты.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 7, 1987

CZ.552.43 :552.31 : 551.7.519.17

Ене, И *О изотопных возрастах (K/Ar, Rb/Sr, U/Pb) кристаллических и магматических образований Южных Карпатов*

Несоотношение изотопных данных о геологических образованиях с геологической историей некоторой области, установленное на палеонтологических и допущенных критериях, является неубедительным и поэтому использовались геохронологические ядерные методы для получения более достоверных результатов при установлении геологических возрастов и повышения эффективности геологических исследований.

Ключевые слова: изотопные возрасты, кристаллические и магматические образования, методы, результаты.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 7, 1987

C.Z. 552.31 :548.73→544.64

Пыркэлэбеску, И. Д. *Рентгеноструктурные исследования проб, взятых из месторождения солей Слэтиоареле и некоторые предположения о генезисе*

Используя рентгеноструктурные изыскания, химический анализ и некоторые геохимические закономерности, а также моделируя систему через функциональное уравнение энергии, объясняется присутствие идентифицированных кристаллических сетей в анализированной системе и обосновывается предположение, что месторождение солей физико-химического осадка Слэтиоареле образовалось в подморской вулканической зоне.

Ключевые слова: пробы, генезис, химический анализ, закономерность, сети, подморская зона.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 7, 1987

C.Z. 622.791

Вишан Санда и др. *Использование цинка и свинца из металлических отходов*

Для рекуперации цинка и свинца из отхода процесса обогащения, использованием металлургических технологий, авторы анализируют технологические потоки для двух вариантов, имея в виду технико-экономические критерии эффективности.

Ключевые слова: использование, цинк, свинец, металлические отходы, варианты, эффективность.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 7, 1987

C.Z. 622.243.144

Нистор, И. *Исследования о возможности получения минеральных носителей для буровых флюидов типа обратной эмульсии в румынских глинах* (III)

На основе микроструктурного изыскания, используя метод дифракции X-излучения через кристаллы и эмиссионно-химико-спектральный анализ глинистых проб физико-химически обработанных в лаборатории, продемонстрируется, что возможно получение минеральных ностителей для буровых флюидов типа обратной эмульсии в румынских глинах.

Ключевые слова: минеральные носители, буровые флюиды, обратная эмульсия, румынские глины, X-излучения, спектральный анализ.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 7, 1987

C.Z. 622.243.144

Георгицою, М., Динкэ Ана *Пены используемые как циркуляционные флюиды в скважинах*

Представлено несколько понятий о пенах и их свойств. Этими свойствами оценивается возможность их использования в качестве циркуляционных флюидов в скважине. Также представляются и некоторые приборы необходимые для поверхностной установки для использования пен в скважине.

Ключевые слова: пены, цикруляционные флюиды, скважины, установка,

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 7, 1987

C.Z. 621.82 : 621.51 : 622.691

Шербан, К. *CUSINIAL-7-Sn-M — антифрикционный сплав, хороший заменитель материала подшипников сколжения газомотокомпрессоров*

Для поддержание мотокомпрессоров, используемых в станциях компрессоров для сжатия и транспорта естественных газов, в исправном состоянии работы, специалисты Предприятия ремонта тяжёлых двигателей и нефтяных установок Кымпина исследовали и осуществили материал для замена вкладыша подшипника и вкладыша шатуна двигателя и компрессора. Представлены и свойства этого материала.

Ключевые слова: антифрикционный сплав, подшипник, газомотокомпрессоры, естественный газ.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 7, 1987

SOMMAIRE

C.Z. 622.271.3

Mataca, E. *Le poussard*

L'auteur présente la synthèse des sollutions adoptées par les spécialistes miniers du bassin de houille d'Oltenie, de même que les conclusions des experiments effectués, afin d'éviter les effets de déblocage du front de charbon.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 7, 1987

C.Z. 552.43 : 552.31 : 551.7→519.17

Ene, I. *Commentaires à propos des âges isotopiques (K/Ar, Rb/Sr, U/Pb) concernant les formations cristallines et magmatiques des Carpathes Méridionaux*

La non-concordance entre les dates isotopiques concernant certaines formations géologiques et l'histoire géologique d'une région établie en base des critères paléontologiques ou de supposition, étant peu concludente, on a fait appel à l'utilisation des méthodes géochronologiques nucléaires destinées à apporter un plus de certitude dans l'établissement des âges géologiques, en augmentant ainsi l'éfficacité des recherches géologiques.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 7, 1987

C.Z. 552.31 : 548.73→544.64

Pârcălăbescu, I. D. *Recherches roentgenostructurales sur les carottes extraites du gisement de sels de Slătioarele et certaines suppositions de génèse*

En utilisant l'investigation roentgenostructurale et l'analyse chimique, en faisant appel à certaines loies géochimiques et en modelant le système par l équation fonctionelle de l'énergie, on explique la présence des réseaux cristallins identifiés dans le système analysé et on formule la supposition que le gisement de sels de précipitation physique-chimique de Slătioarele s'est formé dans une zone volcanique soumarine.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 7, 1987

C.Z. 622.791

Vişan Sanda et al. *La valorisation du zinc et du plomb provenant des déchets métalliques*

Afin de récuperer le zinc et le plomb provenant d'un déchet du processus de préparation, par l'utilisation des téchnologies hydrométallurgiques, les auteurs analysent les flux technologiques par deux variantes, ayant en vue les critères techniques-économiques d'éfficience.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 7, 1987

C.Z. 622.243. 144

Nistor, I. *Recherches concernant la possibilité d'obtenir des supports minéraux adéquats pour les fluides pour forage de type émulsion inverse des argiles roumaines (III)*

En base des investigations microstructurales utilisant la méthode de la diffraction des rayons X par les cristaux et l'analyse chimique-spectrale d'emission de certains échantillons d'argile préparés par des moyens physiques-chimiques dans des conditions de laboratoire, on démontre l'existence de la possibilité d'obtenir des supports minéraux pour les fluides pour forage de type émulsion inverse obtenus des argiles roumaines.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 7, 1987

C.Z. 622.243 : 144

Gheorghiţoiu, M., Dincă Ana *Mousses préformées comme fluides de circulation par les puits*

On présente quelques noitons concernant les mousses et les proprietés des mousses préformées. Par le prisme de ces

proprietés on apprécie les possibilités de leur utilisation comme fluides de circulation dans les puits. De même, on présente certaines accéssoires nécessaires pour l'installation de surface pour l'utilisation des mousses dans les puits.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 7, 1987

C.Z. 621.82 :621.51 : 622. 691

Şerban, C. *CUSINIAL—7-Sn-M — un alliage d'antifriction qui peut bien remplacer le matériel des paliers de glissement des motocompresseurs de gaz*

Afin de maintenir les motocompresseurs utilisés dans les stations de compresseurs pour comprimer et transporter les gaz naturels dans un bon état de fonctionnement, les spécialistes de l'Entreprise pour la réparation des moteurs lourds et installations pétrollières de Cîmpina ont réalisé un matériel de remplacement des coussinets palier et des coussinets bielle moteur et compresseur. On présente les caractéristiques et les particularités de celui ci.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 7, 1987

INHALT

C.Z. 622.273.3

Mataca, E. *Die Stosspreize*

Der Verfasser stellt eine Synthese der von den Bergleuten des Lignitbeckens Oltenien angewendeten Lösungen sowie die Schlußfolgerungen der durchgeführten Versuche, zwecks der Vermeidung der Wirkungen des Stoßbruchsvor

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 7, 1987

C.Z. 552.43 : 552.31 : 551.7→519.17

Ene, I. *Besprechungen über die isotopischen Alter (K/Ar, Rb/Sr, U/Pb) betreffend die kristalllinischen und magmatischen Formationen in den Südkarpaten*

Die Unstimmigkeit zwischen den isotopischen Angaben über einige geologischen Formationen und die geologische Geschichte eines Gebietes, welche auf paläolontologischen oder angenommenen Kriterien festgestellt wurde, ist nicht schlußgebend, sodass andere Kernerdzeitmessungsmethoden für mehr Zuverlässigkeit in der Feststellung des geologischen Alters angewendet wurden, wobei die Effizienz der geologischen Untersuchungen dadurch erhöht wird.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 7, 1987

C.Z. 552.31 : 548.73→544.64

Pârcălăbescu, I. D. *Röntgen-strukturelle Untersuchung einiger Kernproben von der Salzlagerstätte Slătioarele und einige Annahmen über ihre Genesis*

Auf Grund der Röntgen-strukturellen Untersuchung, der chemischen Analyse, unter Anwendung einiger geochemischen Gesetzmässigkeiten und durch die Modellierung des Systems mittels der funktionellen Energiegleichung wird die Anwesenheit der kristallinischen Gitter geklärt, welche in dem untersuchten System identifiziert wurden und die Annahme wird begründet dass diese Lagerstätte von physikalischchemischen Präzipitationssälze von Slătioarele in inem vulkanischen Gebiet gebildet wurden.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 7, 1987

C.Z. 622.791

Vişan Sanda et al. *Die Rückgewinnung von Zink und Blei aus metallischen Abfällen*

Die Verfasser überprüfen die technologischen Arbeitspläne für zwei Alternativen, unter Berücksichtigung von technisch-wirtschaftlichen Effizienzkriterien, für die Rückgewinnung von Zink und Blei aus Aufbereitungsabfällen mit Hilfe der hydrometallurgischen Technologien.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 7, 1987

C.Z. 622.243.144

Nistor, I. *Untersuchungen über die Möglichkeit der Herstellung von Mineralträgern für die Bohrflüssigkeiten der Type verkehrter Emulsion aus rumänischen Tonen* (III)

Auf Grund der mikrostrukturellen Untersuchung, unter Anwendung der Röntgen-Diffraktion durch Kristalle und die chemisch-spektrale Emissionsanalyse einiger, im Labor physikalisch und chemisch verarbeiteten Tonproben, wird die Möglichkeit der Herstellung von Mineralträgern für die Bohrflüssigkeiten der Type verkehrter Emulsion aus rumänischen Tonen bewiesen.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 7, 1987

C.Z. 622.243.144

Gheorghiţoiu, M., Dincă Ana *Vorgeformte Schäume als Treibflüssigkeit in Bohrungen*

Vorgestellt werden Begriffe betreffend die Schäume und die Eigenschaften der vorgeformten Schäume. Auf Grund dieser Eigenschaften wird die Möglichkeit ihrer Anwendung als Treibflüssigkeiten in den Bohrungen beurteilt. Gleichzeitig werden einige Hilfsmittel vorgestellt, welche in der Anlage an der Oberfläche für die Anwendung der Schäume in Bohrungen notwendig sind.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 7, 1987

C.Z. 621.82 :621.51 : 622.691

Şerban, C. *CUSINIAL— 7-Sn-M — Eine reibungsfreie Legierung, als Ersatzwerkstoff der Gleitlager bei den Gasmotorkompressoren*

Auf Grund der Inbetriebhaltungsforderung der für die Erdgasverdichtung und transport benutzten Gasmotorkompressoren haben die Fachleute von dem Reparaturbetrieb Schwerlastmotoren und Ölanlagen aus Cîmpina ein Ersatzwerkstoff für die Lagerbüchsen und Pleuellagerschalen des Motors und des Kompressors entwickelt. Die Eigenschaften dieses Werkstoffs werden in dem Artikel vorgestellt.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 7, 1987

Sprijinitorul de front

Dr. ing. **E. Matacă**
I.C.I.T.P.M.L. Craiova

Problema sprijinitorului de front a preocupat dintotdeauna pe specialiștii minieri care au lucrat în bazinul de lignit al Olteniei. Au fost concepute, realizate și experimentate o serie întreagă de soluții pentru evitarea efectelor deblocării frontului de cărbune.

Avînd în vedere că la aceste realizări ne-am mai referit și că ele sînt în general cunoscute, în cele ce urmează vom prezenta sinteza soluțiilor utilizate, precum și concluziile experimentelor efectuate.

I. Sprijinitorul de tip balama

A fost experimentat la complexele mecanizate tip CMA-II și Pioma (fig. 1), avînd avantajul că reprezintă o soluție constructivă simplă, ușor de adaptat la orice echipament de susținere mecanizată. Acest tip de sprijinitor reprezintă o soluție tehnologică pentru unele zăcăminte, unde partea superioară a abatajului nu pune probleme deosebite.

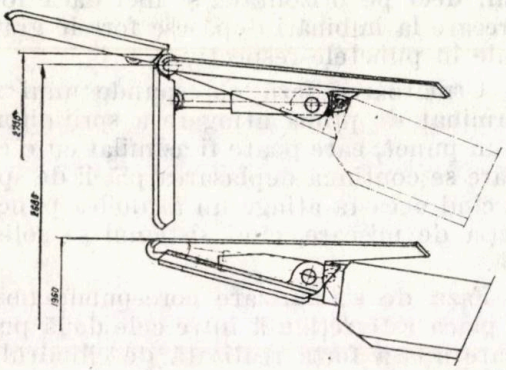


Fig. 1. Cozoroc cu sprijinitor de front tip balama adaptat pentru complexe CMA-2M

Pentru problemele actuale ale multor mine de lignit, în care se manifestă intens fenomenele de deblocare a frontului și instabilitate a acoperișului, acest sprijinitor prezintă însă unele dezavantaje :

- placa de sprijin nu poate urmări frontul care se găsește la distanțe larg variabile față de grinda portantă, datorită înclinării frontului tăiat de combină sau ca urmare a deformării poziției secției de susținere așezată pe vatra moale, la care se poate adăuga deblocarea cu totul neregulată a frontului ;
- sprijinirea se realizează într-un punct sau pe o muchie din care cauză bulgării de cărbune alunecă pe sub sprijinitor, acesta avînd în cinematică rolul de camă ;
- sprijinitorul ar putea să lucreze numai ca suport pentru o bandajare cu lemn (pe verticală). Această soluție este încă în experimentare, dar rezultatele nu pot să fie spectaculoase.

II. Sprijinitorul articulat la grinda extensibilă

Acest tip de sprijinitor (fig. 2), în etapa respectivă, a încercat să rezolve dezideratele impuse de instabilitatea frontului și acoperișului prin următoarele soluții ;

— poziție variabilă, fiind articulat la grinda extensibilă, care-i conferă o deplasare pe parcursul extensibilității :

— funcția portantă se realizează prin posibilitatea ridicării sprijinitorului cu 10° deasupra nivelului grinzii extensibile ;

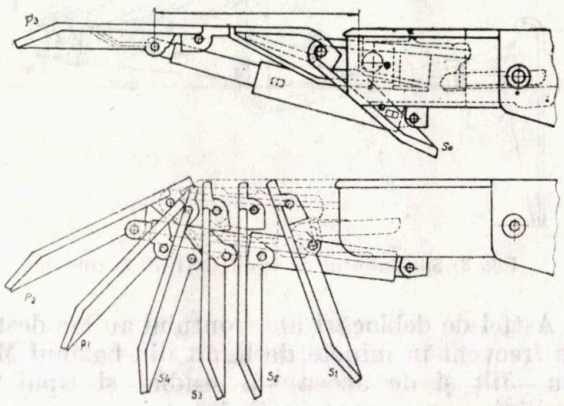


Fig. 2. Sprijinitor de front la grinda extensibilă CMA-4

— grinda extensibilă se deplasează pe ultima porțiune pe un plan înclinat care o ridică cu sprijinitor cu tot pînă la nivelul grinzii fixe.

Acest tip de sprijinitor a fost experimentat la susținerile mecanizate de tip CMA-4L, Klöckner—Becorit 16/35 și 25/45, dar, deși a dat unele rezultate, nu a soluționat integral problemele dificile din următoarele motive :

- pozițiile sprijinitorului sînt destul de limitate și se realizează prin mișcări compuse, fiind necesare cel puțin patru acționări hidraulice ;
- rezolvările constructive sînt greoaie și pentru realizarea funcțiunilor sînt necesare construcții de rezistență, cu consum mare de oțel de calitate superioară.

În practica exploatării s-a remarcat că și în cazurile în care se realizează o construcție ireproșabilă a dispozitivului și, chiar dacă manipularea se realizează corect, nu se poate obține o interacțiune fermă între suprafețele care trebuie susținute și placa sprijinitorului, producîndu-se căderea bulgărilor pe lîngă sau pe sub sprijinitor.

În concluzie, acest sistem de sprijinire a frontului nu este eficient din cauza limitelor stricte de funcționare și a complicațiilor tehnico-constructive.

III. Sprijinitorul tip OKP—70

Constructorii sovietici au aplicat la echipamentul de susținere OKP-70 un sprijinitor de front în consolă (fig. 3) cu o cinematică originală, care însă nu poate depăși cu mult linia frontului, în cazul deblocărilor mai adînci.

În situația în care deblocările de cărbuni au loc pe adîncimi mai mari de 50 cm, sprijinitorul poate fi antrenat de către front.

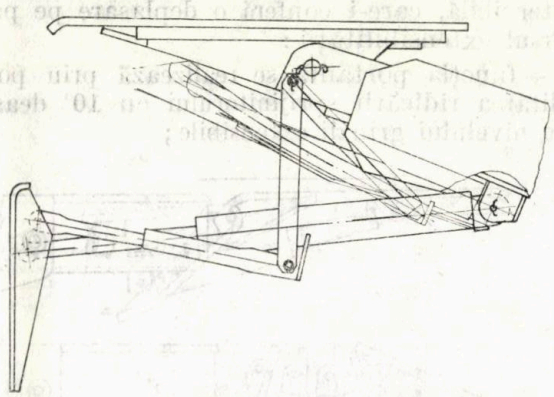


Fig. 3. Sprijinitorul de front OKP-70 în consolă

Astfel de deblocări ale frontului au loc destul de frecvent în minele de lignit din bazinul Motru—Jilț și de aceea s-a studiat și tipul de sprijinitor prezentat în figura 4.

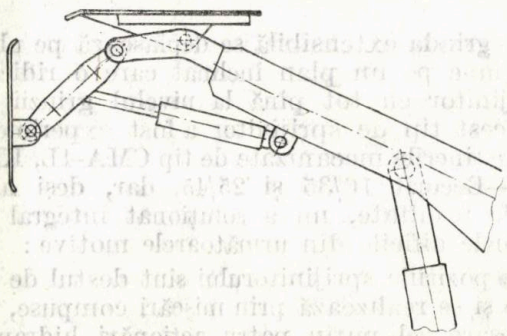


Fig. 4. Sprijinitor de front (varianta studiată)

III. Sprijinitorul de front cu poziție variabilă și funcție portantă, de multiplicator

Acest tip este destinat prevenirii efectelor legate de căderea bulgărilor de cărbune din frontul abatajelor și de stabilitatea acoperișului. Se compune dintr-un sistem de bare, acționat printr-un împingător hidraulic care funcționează gravitațional, autoorientabil sau solidificat, funcție de faza de deplasare.

Construcția este concepută cu scopul de a răspunde la necesitățile tehnologiei miniere privind înălțimea minimă de împachetare, cu transmiterea în susținere a unor eforturi care să poată fi preluate tehnologic de către aceasta.

Cinematica sistemului

Pentalaterul de acționare și sprijinire prin solidificare de poziție a sprijinitorului de front are un regim de funcționare în patru faze.

1. Faza de împachetare, care corespunde unei poziții unice și sigure, cînd toate subansamblele sînt cvasiparalele, pliate și împachetate, fiind sprijinite de placa superioară a grinzii sub efectul forței de tragere a împingătorului, care este autoreținut hidraulic cu o supapă de sens.

2. Faza de deplasare liberă, care este cea a unui mecanism desmodrom, controlată prin deplasarea împingătorului și forțele gravitaționale ale fiecărei bare.

Mecanismul nu poate funcționa negravitațional, deci pe orizontală, și nici dacă forțele de frecare la îmbinări depășesc forțele gravitaționale în punctele respective.

3. Următoarea fază corespunde unui timp determinat de prima atingere a sprijinitorului într-un punct, care poate fi asimilat cu o camă pe care se continuă deplasarea plăcii de sprijin pînă cînd aceasta atinge un al doilea punct pe direcția de mișcare, cînd sistemul se solidarizează.

4. Faza de solidarizare corespunde poziției cînd placa este reținută între cele două puncte pe care apasă forța realizată de cilindrul împingător.

La retragerea împingătorului fazele se derulează în mod invers (dar nu reversibil).

Alegerea soluțiilor constructive

La stabilirea soluțiilor optime constructive pentru sprijinitorul de front, integrat în ansamblul general al grinzii și secției de susținere, au fost luate în considerare următoarele deziderate privind în primul rînd tehnologia.

1. Funcția de sprijinire a frontului să poată fi realizată cu eficiență maximă, în toate fazele procesului tehnologic, luînd în considerare și eventuala poziționare a susținerii prin efectul complementar de ridicător de talpă al sistemului.

2. Poziția variabilă a sprijinitorului, atît în spatele vîrfului grinzii portante, cît și în fața frontului, pe adîncimi care să atingă ca valoare 2/3 din înălțimea frontului.

3. A fost luată în considerare, de asemenea, posibilitatea ridicării sprijinitorului deasupra grinzii portante, pentru a susține acoperișul instabilizat prin eventuale surpări.

4. Cinematica forțelor a fost concepută cu scopul realizării următoarelor deziderate:

— forța maximă să se realizeze la sprijinirea frontului, situație în care reacțiunea are un efect favorabil, care contribuie la ridicarea vîrfului tălpii secției de susținere din vatră;

— pentru efectul funcției portante a sprijinitorului, forța capabilă de preluat să fie limitată pentru a se evita concentrarea de eforturi mari pe vîrful tălpii;

— forța pentru retragerea și împachetarea dispozitivului să aibă o valoare redusă, pentru a se evita deteriorarea elementelor care asigură împachetarea și care sînt solicitate direct, fără demultiplicare în poziția de sfîrșit a cursei.

5. Înălțimea redusă de împachetare a sistemului (sub 200 mm) este necesară din motive tehnologice, astfel că pentru orice înălțime de tăiere combina să poată realiza excavații deasupra nivelului grinzii portante, pentru a putea corija înălțimea abatajului sau a-l conduce în planul stratului.

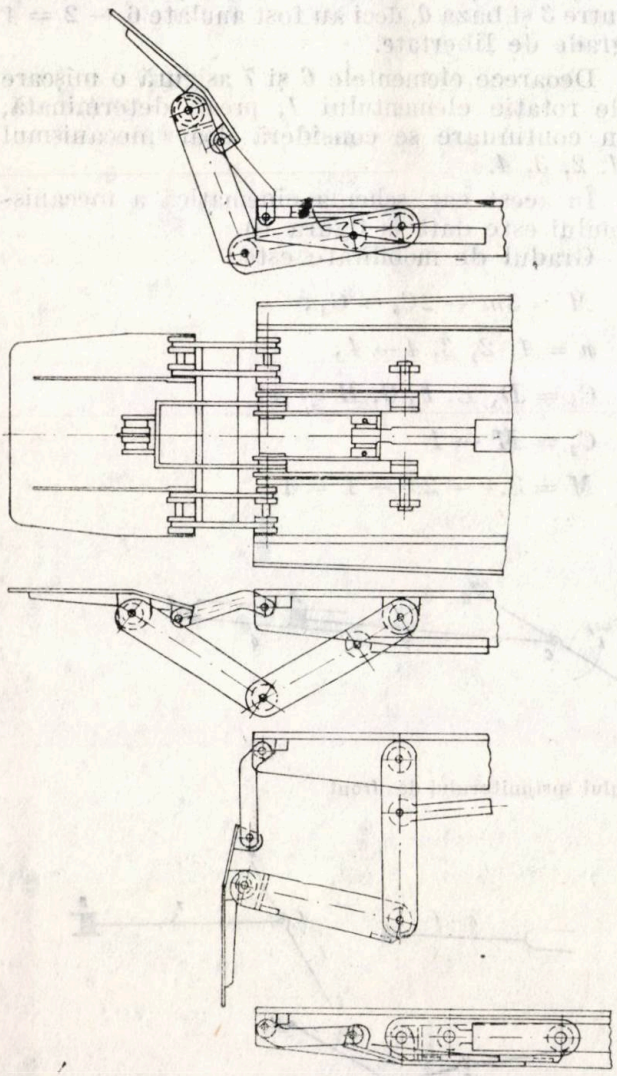


Fig. 5. Sprijinitor de front cu poziție variabilă, funcție portantă, multiplicator

6. Soluțiile constructive ale întregului ansamblu al sprijinitorului de front trebuie să aibă o rezistență suficient de mare, pentru a putea prelua eforturile dinamice pe direcții neorientate produse de căderea bulgărilor.

Funcție de aceste deziderate a fost conceput, dimensionat, proiectat și realizat sprijinitorul de front prezentat în figura 5, care rezolvă funcțiunile tehnologice solicitate, astfel:

- poziția variabilă și funcția portantă se realizează prin mecanismul pentalater acționat cu un cilindru hidraulic, cu o cinematică diseminată în patru faze distincte;
- demultiplicarea eforturilor pe măsura în care sprijinitorul devine susținător, prin amplasarea cilindrului la un raport convenabil al pîrghiilor de acționare;
- reducerea forței pentru efectul de împachetare se realizează prin creșterea diametrului tijei cilindrului, astfel ca raportul între cele două suprafețe active ale pistonului să fie maxim.

Studiul structural și cinetostatic al mecanismului sprijinitorului de front

Considerăm necesară prezentarea analizei teoretice, avînd în vedere că mecanismul sprijinitorului de front este un sistem mobil, ce nu se încadrează în scheme cinematice generale și cunoscute (fig. 5).

Funcționarea mecanismului

Sub acțiunea lichidului, pistonul *B* se deplasează, apăsînd în cupla din *C* și determinînd rotirea elementului *1*. Elementele *2*, *3*, *4* pot avea mișcări neprecizate deoarece nu este dată și mișcarea lui *4*. În realitate, pozițiile succesive ale acestor elemente sînt impuse de greutățile proprii și de mișcarea primită prin cupla *E*.

De menționat faptul că în acest mecanism elementul *3* poate ocupa orice poziție utilă în abataj, găsindu-i poziția cerută în procesul tehnologic.

La rotirea lui *1* în sensul $\omega 1$, mișcare comandată de operator, forța din *E* va ridica în sus lanțul format din elementele *2*, *3*, *4*, pînă cînd elementul *3* atinge un punct din perete. În această situație, mișcarea lui *3* este limitată de acest contact, devenind determinată, astfel că se va continua acționarea pînă ce segmentul *MN* ocupă poziția dorită, sprijinind frontul.

Dacă poziția rezultată nu este convenabilă, operatorul va face o nouă manevră, astfel ca sprijinitorul *3* să se rezeme în alt punct și *MN* să ocupe poziția dorită.

La coborîrea lui *3*, pistonul *B* are mișcarea spre *A*, deci *E* coboară, iar elementele *2*, *3*, *4* se mișcă sub influența forței din *E* și a greutăților proprii.

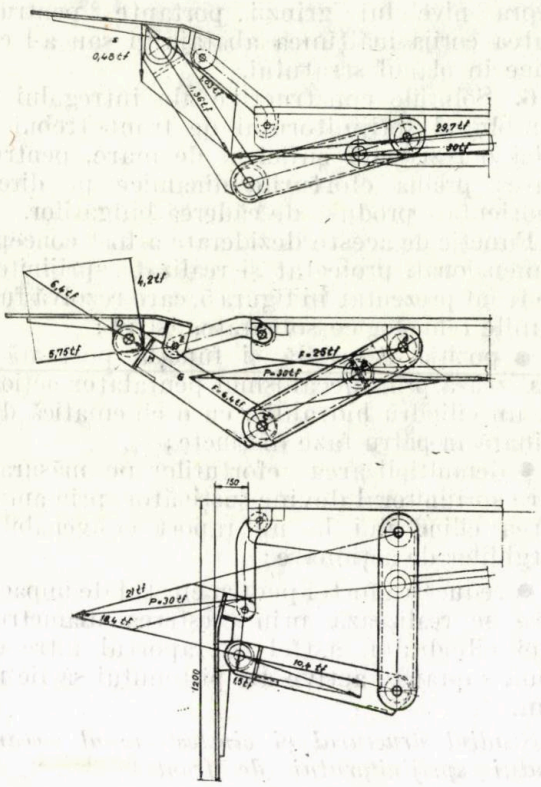


Fig. 6. Sprijinitor de front (calculul cinematic al forțelor)

Structura mecanismului

Pentru mecanismul din figura 7 se construiește schema structurală din figura 8.

Se calculează gradul de mobilitate:

$M = 3m - 2C_5 - C_4$;

$n: 6, 7, 1, 2, 3, 4, \rightarrow 6$;

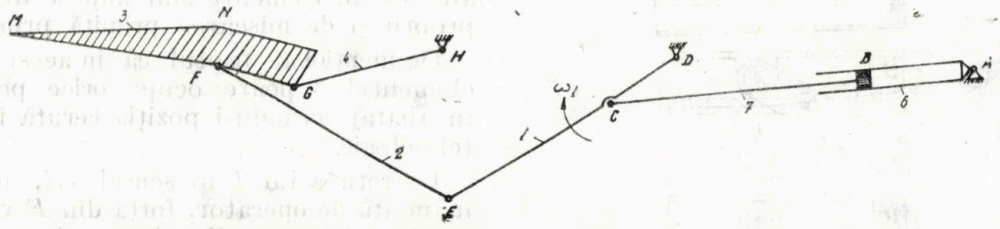


Fig. 7. Schema cinematică a mecanismului sprijinitorului de front

$C_5: A, B, C, D, E, F, G, H \rightarrow B$;

$C_4 := 0$

$M = 3.6 - 2.8 = 2$,

deci trebuie să existe două elemente conducătoare.

Avînd ca elemente conducătoare *6* și *4* (acesta prin greutate proprie) rezultă că mecanismul este format din cele două elemente conducătoare și două diade *BCD*, de aspectul *2* și *EFG*, de aspectul *1* (fig. 9).

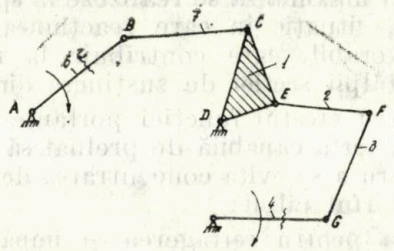


Fig. 8. Schema structurală a mecanismului

În această variantă, mecanismul funcționează la cursa de coborîre și parțial la urcare, cînd elementul *3* a atins frontul.

La cursa de urcare, cînd un punct de pe elementul *3* atinge un punct de pe front, mișcarea lui *3* nu mai este liberă, ci limitată.

Contactul dintre *3* și perete formează o cuplă superioară de clasa a IV-a, deoarece sînt posibile, în zona *M*, numai o rulare și o alunecare între *3* și baza *0*, deci au fost anulate $6 - 2 = 4$ grade de libertate.

Deoarece elementele *6* și *7* asigură o mișcare de rotație elementului *1*, precis determinată, în continuare se consideră doar mecanismul *1, 2, 3, 4*.

În acest caz, schema cinematică a mecanismului este dată în figura 10.

Gradul de mobilitate este:

$M = 3m - 2C_5 \rightarrow C_4$;

$n = 1, 2, 3, 4 \rightarrow 4$;

$C_5 = D, E, F, G, H \rightarrow 5$;

$C_4 = M \rightarrow 1$

$M = 3.4 - 2.5 - 1 = 1.$

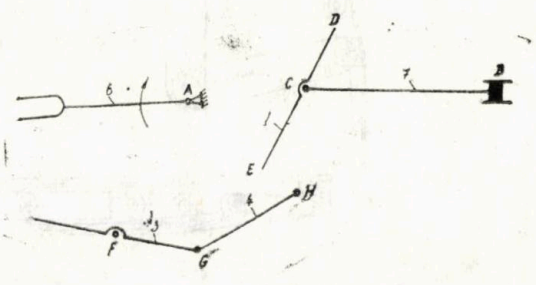


Fig. 9. Schema mecanismului secționat pe elemente

Mecanismul este deci desmodrom, cu gradul de mobilitate 1, avînd ca element conducător elementul *1*.

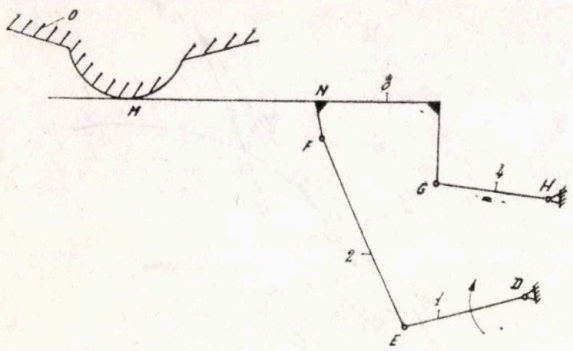


Fig. 10. Schema cinematică a mecanismului

Se subliniază că această situaţie apare în momentul în care elementul *3* a atins un punct al peretelui, astfel că în continuare mişcarea este determinată, mecanismul funcţionînd pînă cînd sprijinitorul *3* ocupă poziţia finală pe front.

Dacă poziţia lui *3* rezultată nu este corespunzătoare, există două posibilităţi : ori se apasă mai departe pînă ce contactul din *M* se deplasează prin deformarea cărbunelui — mecanismul funcţionînd în continuare cu mişcări precizate, în raport cu noul punct de contact, fie se coboară tot mecanismul şi operatorul caută o nouă poziţie.

Mecanismul din figura 10 poate fi descompus structural, dacă în *M* se face înlocuirea cuplei superioare cu un element legat de două cuple inferioare (fig. 11). Elementul *5*, avînd lungimea egală cu raza de curbură a stratului în *M*,

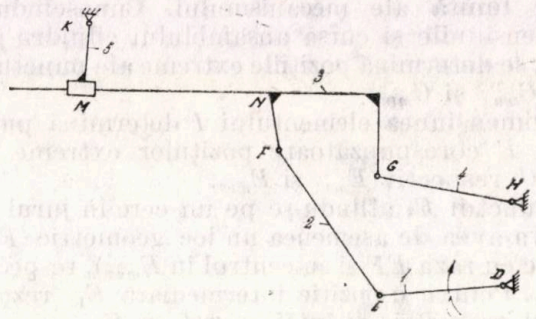


Fig. 11. Descompunerea structurală a mecanismului

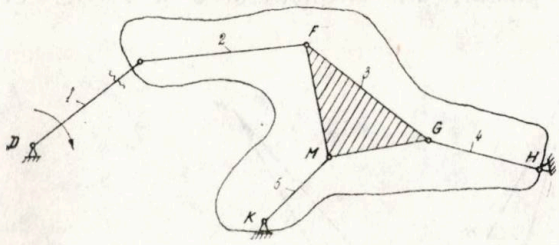


Fig. 12. Schema structurală cu cuplă şi triadă

este legat de o cuplă de rotaţie în *K* (centrul de curbură) şi de o cuplă de translaţie în *M* (raza de curbură a segmentului *MN* este infinită).

Schema structurală a mecanismului este dată în figura 12, constatîndu-se că acesta este format din elementul conducător *1* şi o triadă cu o cuplă de translaţie interioară (în *M*), deci mecanismul poate fi calculat prin metodele din teoria mecanismelor.

Studierea posibilităţilor de mişcare prin metode grafice

Fiind date poziţiile punctelor fixe *A*, *D*, *H* (fig. 13) şi lungimile elementelor, se caută pozi-

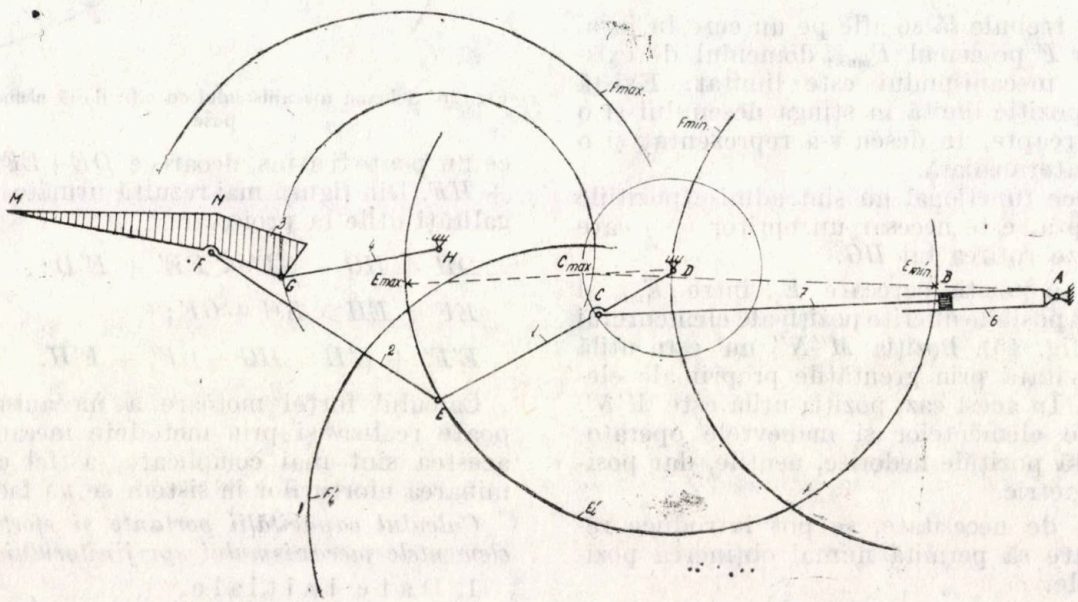


Fig. 13. Schema pentru poziţiile maximă şi minimă ale mecanismului

țiile limită ale mecanismului. Cunoscîndu-se dimensiunile și cursa ansamblului cilindru-piston, se determină pozițiile extreme ale punctului C : C_{max} și C_{min}.

Dimensiunea elementului *1* determină punctele E corespunzătoare pozițiilor extreme ale lui C, respectiv E_{max} și E_{min}.

Punctul F, aflîndu-se pe un cerc în jurul lui E, va avea de asemenea un loc geometric F_{max} (cerc cu raza EF și cu centrul în E_{max}), respectiv F_{min}. Pentru o poziție intermediară E_1, rezultă locul geometric al lui F, notat cu F_1.

Pentru poziția extremă E_{max}, se caută pozițiile posibile ale elementelor *3* și *4* (fig. 14).

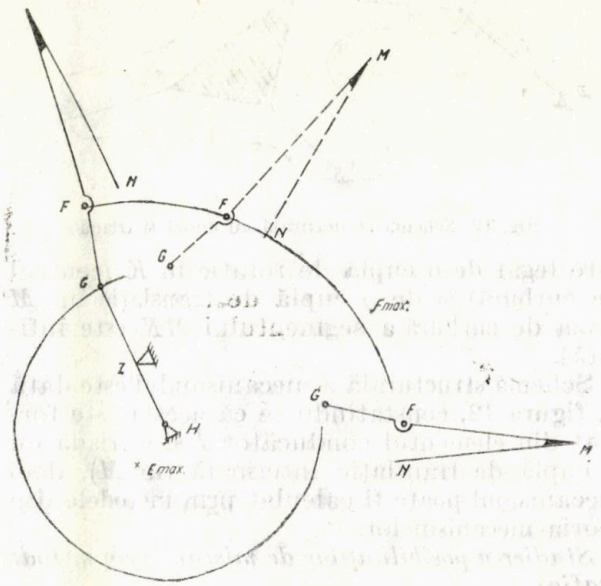


Fig. 14. Schema cu pozițiile maxime ale centrului mecanismului

Deoarece trebuie să se afle pe un cerc în jurul lui H, iar F pe cercul F_{max}, domeniul de existență al mecanismului este limitat. Există astfel o poziție limită în stînga desenului și o alta în dreapta. În desen s-a reprezentat și o poziție intermediară.

Deoarece funcțional nu sînt admise pozițiile din dreapta, este necesar un opritor ($\pm$) care să limiteze rotirea lui HG.

Pentru o poziție oarecare E_1, între E_{min} și E_{max}, sînt posibile diferite poziții ale elementului $GFMN$ (fig. 15). Poziția $M''N''$ nu este utilă și este evitată prin greutățile proprii ale elementelor. În acest caz, poziția utilă este $M'N'$. Greutățile elementelor și manevrele operatorului evită pozițiile nedorite, neutile, dar posibile geometric.

În caz de necesitate, se pot introduce resoarte care să permită numai obținerea pozițiilor utile.

Geometric, mecanismul poate fi studiat și sub aspectul pozițiilor extreme. Astfel, sînt posibile pozițiile limită cînd cîte două elemente sînt suprapuse (fig. 16). Cînd punctele DEF, se află în prelungire, rezultă cercul F_{max}, cerc

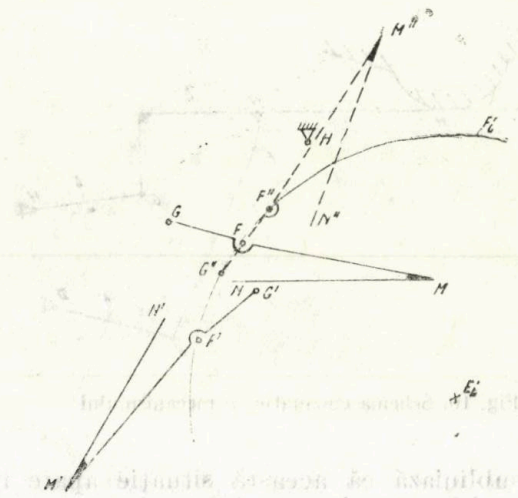


Fig. 15. Schema mecanismului pentru pozițiile intermediare ale centrului

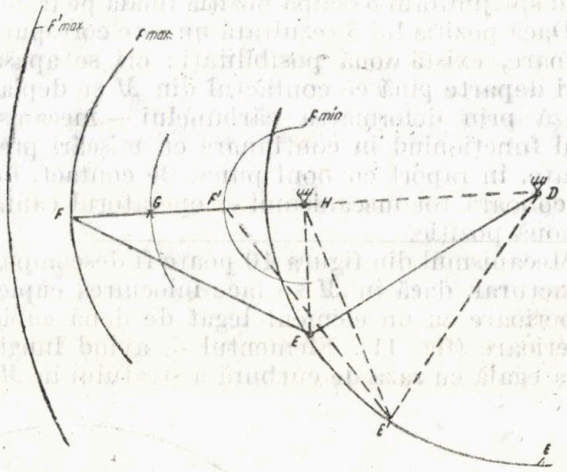


Fig. 16. Schema mecanismului cu cîte două elemente suprapuse

ce nu poate fi atins, deoarece $DE+EF > DH + HF$. Din figură mai rezultă următoarele inegalități utile la proiectare :

$$DH + HG - GF' < FE' + E'D;$$

$$EF + EH > HG + GF;$$

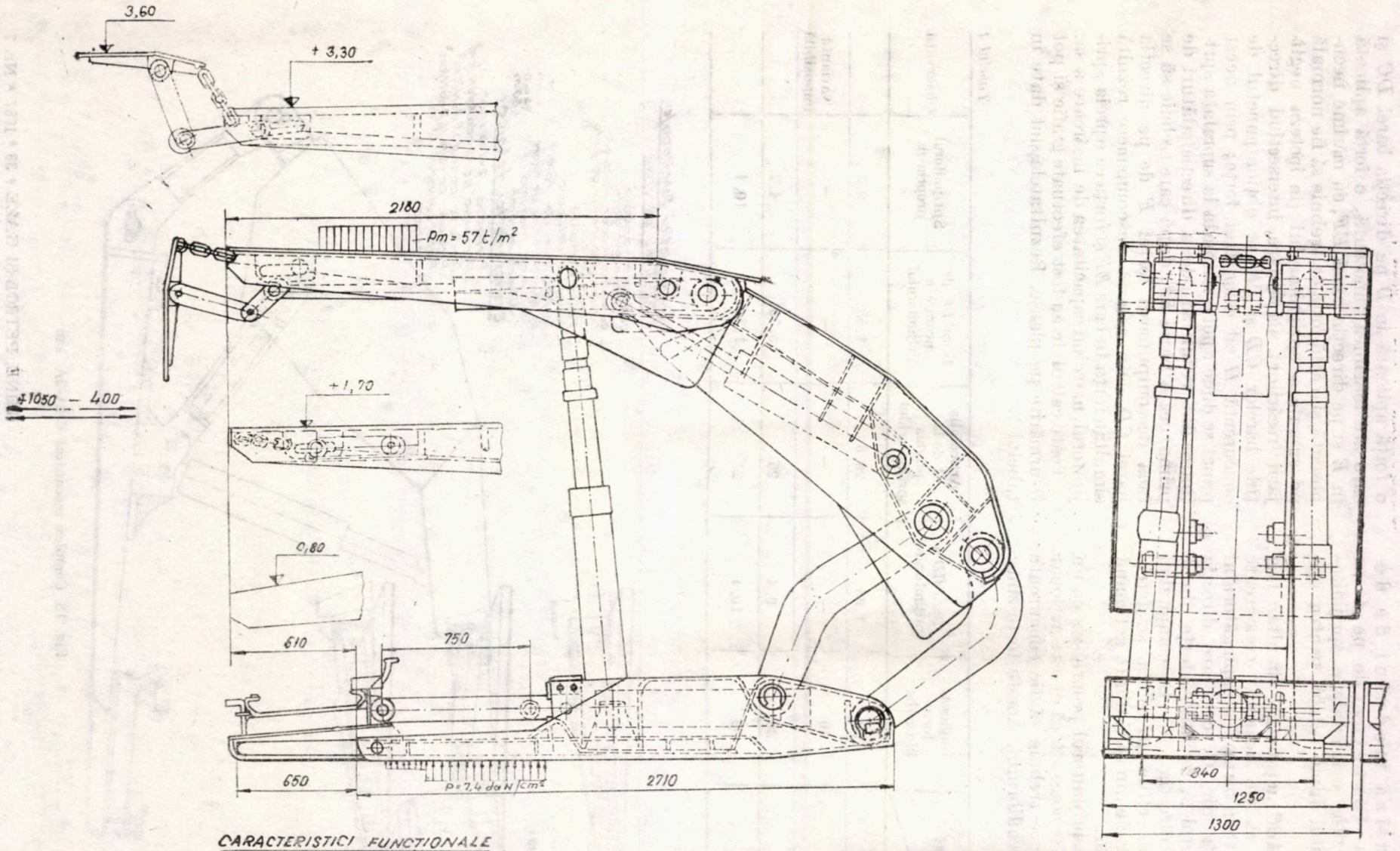
$$E'F' + E'H > HG - GF' + F'H.$$

Calculul forței motoare a mecanismului se poate realiza și prin metodele mecanicii, dar acestea sînt mai complicate, astfel că determinarea eforturilor în sistem se va face grafic.

Calculul capacității portante și eforturilor în elementele mecanismului sprijinitorului de front

1. Date inițiale

Desenul în patru poziții al sprijinitorului și forța în împingătorul hidraulic $P = 30$ tf.



CARACTERISTICI FUNCTIONALE

- Tipul susținerii - Scut cu grindă pozițională
- Tehnologia susținerii - un pas înapoi.
- Sprijinitor de front - cu poziție variabilă și funcție portantă.
- Talpa captivă în legătură cu transportorul.
- Sistem propriu de ridicare pentru montare.
- Susținerea poate să lucreze cu subminare în fața frontală.

CARACTERISTICI TEHNICE

Înălțimea de lucru:
- minimă - 1,7 m
- maximă la vîrful grinzii portante - 3,3 m
- maximă tehnologică - 4 m.
- înălțimea de lucru cu subminare - 4,5 m
- pasul susținerii - 1,3 m
- portanță susținerii - 2 × 1300 KN
- portanța la sprijinitor - 30 tf.

Fig. 17. Complex mecanizat de abataj 1,7—3,3 m (4,5) CMA-2S

2. Se face analiza modului de determinare a forţelor de pe desen corespunzător poziţiei orizontale a sprijinitorului, raţionamentul fiind valabil pentru oricare altă poziţie.

Asupra bazei *ABC* acţionează simultan trei forţe ce trebuie să fie neapărat concurente pentru echilibru. Cum forţa *P* a împingătorului intersectează forţa din *C*, care are direcţia barei *CD* în punctul *G*, rezultă că forţa din *A* trebuie să aibă direcţia *AG*. Descompunînd deci forţa *P* pe direcţiile *AG* şi *CG* se determină simultan forţele din *A* şi din *C*, acţionînd asupra barei *ABC*.

Analizînd apoi sprijinitorul propriu-zis ca un corp în echilibru, se constată că el este acţionat tot de trei forţe ce trebuie să fie concurente cu o condiţie a echilibrului. Aceste forţe sînt : o forţă aplicată în *D* pe direcţia barei *DC* şi care are mărimea cunoscută, o forţă aplicată în *E* şi pe direcţia barei *EF*, cu mărime necunoscută, şi o altă forţă ce trebuie să fie normală pe suprafaţa sprijinitorului (în ipoteza neglijării frecărilor). Ca urmare, intersectînd direcţiile barelor *CD* şi *EF*, se obţine punctul de concurenţă *H* al celor trei forţe; prin acest punct se duce apoi o normală la suprafaţa sprijinitorului, rezultînd a doua direcţie, alături de prima, cea a barei *EF*, după care trebuie să se facă descompunerea forţei *F* de pe direcţia barei *CD*. Din această descompunere rezultă simultan forţa în bara *EF* şi forţa ce o preia sprijinitorul, marcînd capacitatea de încărcare a sa.

Toate calculele au fost efectuate grafic şi pot fi urmărite pe planşe. Rezultatele sînt date în tabelul 1.

Tabelul 1

Poziţia sprijinitorului / Forţa, kN	Împingătorul hidraulic	Bara *CD* a sprijinitorului	Articulaţia *A* de la pîrghia sprijinitorului	Bara *EF* de ancorare a sprijinitorului	Sprijinitorul propriu-zis	Observaţii
Oblică la 45°	30	1,65	29,6	1,55	0,3	
Oblică la 15°	30	—	—	—	—	variantă imposibilă
Orizontală	30	6,4	25	5,75	4,2	
Verticală	30	10,4	21	1,5	10,4	

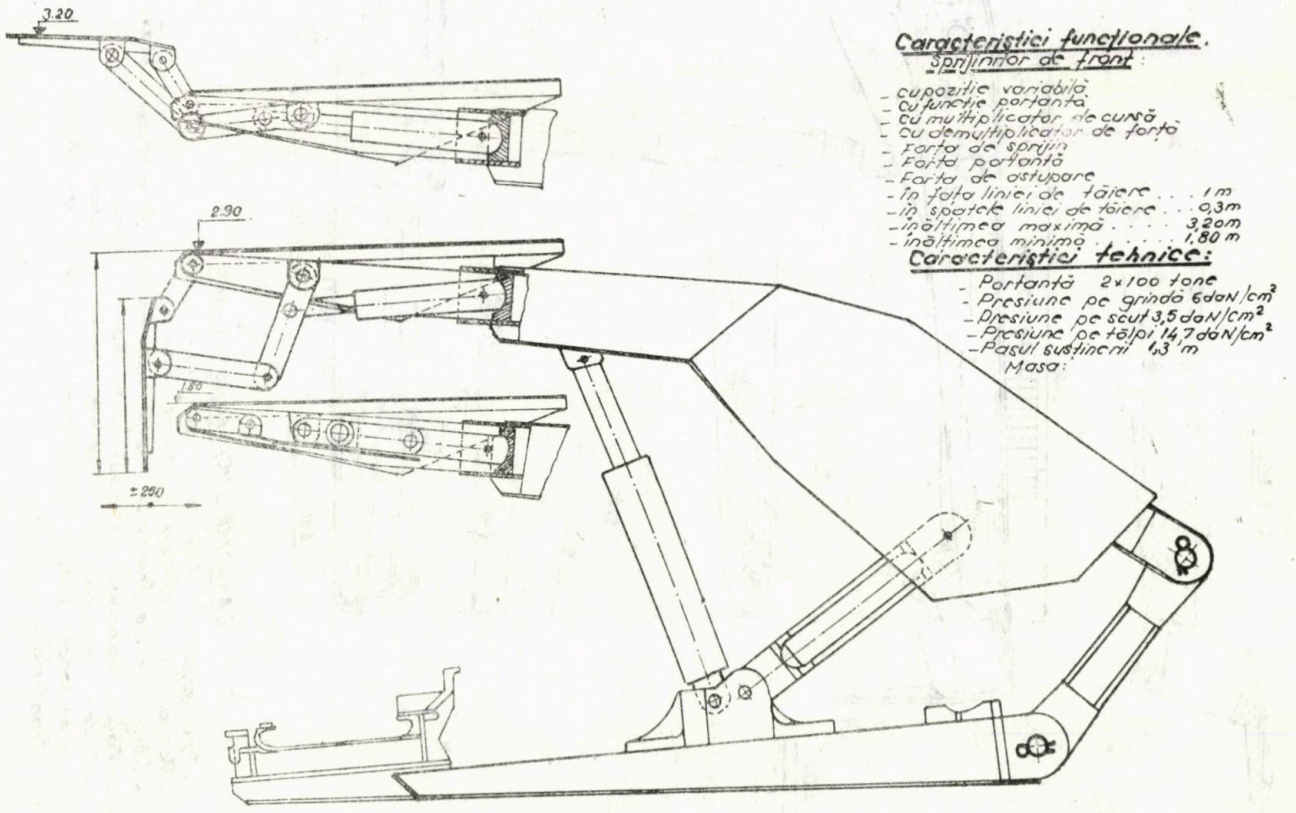


Fig. 18. Complex mecanizat CMA-2A sac

Se constată că pentru poziţia a doua de sus, cu sprijinitorul foarte puţin înclinat faţă de orizontală, echilibrul nu poate fi realizat. Mai exact, sprijinitorul nu poate ocupa o astfel de poziţie datorită faptului că două dintre cele trei forţe care acţionează asupra sa au direcţii aproape paralele (direcţiile *1* şi *2*); cea de-a treia, perpendiculară pe sprijinitor, are o direcţie diferită. Pe de altă parte, punctul de aplicaţie limită al forţei de pe sprijinitor este marginea sa *M* în care, dacă se duce o perpendiculară (direcţia *3*), aceasta nu va trece în nici un caz prin punctul de intersecţie, ci — eventual — la o distanţă foarte mare, a direcţiilor *1* şi *2*. Este evident faptul că sprijinitorul nu poate rămîne într-o astfel de poziţie.

În tabelul 1 sînt centralizate toate rezultatele calculelor grafice, efectuate pentru toate cele patru poziţii ale sprijinitorului, luate în consideraţie.

Sprijinitorul de front cu poziţie variabilă şi funcţie portantă, multiplicator, poate fi montat la orice susţinere mecanizată. În figura 17 este prezentată montarea noului tip de sprijinitor la susţinerea CMA-2S, iar în figura 18 este reprezentată soluţia dotării cu acest dispozitiv a susţinerilor existente CMA-2.

Programul de îmbunătăţiri a complexelor mecanizate de abataj existente şi în construcţie cuprinde aspecte mai largi, între care şi creşterea capacităţii portante a stîlpilor, dar în cadrul acestor acţiuni rezolvarea sprijinirii frontului şi a acoperişului instabil constituie o problemă esenţială.

Discuţii asupra vîrstelor izotopice (K/Ar, Rb/Sr, U/Pb) privind formaţiunile cristaline şi magmatice din Carpaţii Meridionali

Geol. **I. Ene**
Întreprinderea metale rare

Multă vreme neconcordanţa dintre datele izotopice asupra unor formaţiuni geologice şi istoria geologică a unei regiuni, stabilită pe criterii paleontologice sau de superpoziţie, a generat neîncredere în geocronologia nucleară. Din anul 1960, cînd se experimenta la Institutul de Fizică Atomică din România un procedeu de activare cu neutroni pentru punerea în practică a metodei K/Ar, s-a ajuns în prezent la folosirea altor metode de geocronologie nucleară (Rb/Sr; U/Pb). Fiecare metodă în parte sau utilizarea lor simultană în interpretarea vîrstelor geologice au adus un plus de certitudine, mărind astfel eficienţa cercetării geologice.

Datele izotopice recente permit unele interpretări laborioase asupra formaţiunilor cristaline şi magmatice din Carpaţii Meridionali. În acest sens vor fi luate în consideraţie şi observaţiile directe din teren pentru ca rezultatele interpretării geostructurale să fie reale şi utile.

În cristalinul de tip mezometamorfic din autohtonul danubian s-au obţinut vîrste izotopice minime (103 mil. ani) pe amfibolitele seriei de Rof şi maxime (656 mil. ani) pe gnaisul de Petreanu din seria de Rîul Mare (tab. 1).

Valorile obţinute sînt foarte diferite chiar pe tipuri de roci asemănătoare, totuşi se constată că rocile cu grad de metamorfism avansat au, în general, vîrste izotopice mai mari. Astfel, şisturile cristaline mezometamorfice din autohtonul danubian pot fi atribuite unor vîrste începînd din precambrianul superior pînă în Jurasicul superior — faza kimmerică. Termenul inferior (Precambrian superior) este în această situaţie concordant cu datările obţinute prin determinările palinologice.

Vîrstele izotopice maxime (358 mil. ani) realizate pe şisturile biotitice ale seriei de Rof şi pe gnaisul de Furcătura (269 mil. ani) corespund ciclului varistic.

Asemănările mineralogice şi petrografice ale seriei de Rof cu ale gnaisului de Furcătura l-au determinat pe N. Gherasi (1968) să facă această remarcă.

O vîrstă izotopică mai veche a fost înregistrată pe şisturile amfibolice (305 mil. ani) şi gnaisurile din seria de Neamţu (373 mil. ani). Metamorfismul acestor formaţiuni a început în faza bretonă şi s-a desăvîrşit în faza varistică a ciclului hercinic.

M. Dessila Codarcea şi H. Savu [3] atribuie seriei de Neamţu şi complexelor litologice de Ravenska, Berzeasca şi Dragosela din cuprinsul seriei de Ielova o vîrstă Precambrian-superioară.

Cea mai mare valoare izotopică a fost obţinută pe faciesul gnaisurilor de Petreanu (624—656 mil. ani), din seria de Rîul Mare. Această cifră indică vîrsta Precambrian-superioară a gnaisului de Petreanu şi implicit a seriei de Rîul Mare din care face parte structural.

Din datările de vîrstă izotopică rezultă că şisturile cristaline de tip mezometamorfic din autohtonul danubian s-au format începînd din Precambrianul superior (seria de Rîul Mare) şi s-au desăvîrşit metamorfic în perioada varistică.

Vîrste izotopice din cristalinul mezometamorfic al autohtonului danubian *Tabelul 1*

Unitatea sau corpul eruptiv	Nr. probe analizate	Locul de recoltare	Natura rocii	Mineralul	Vîrste izotopice		
					K/Ar	Rb/Sr	U/Pb—Pb/Pb
Seria de Rof	1		Amfibolit	A	103±10		
	1		Leptinit	M	205±8		
	6		Şist biotitic	G+B	154—358		
Gnais de Furcătura	1		Gnais	B	269±8		
Seria de Neamţu	2	V. Eşalniţa	Filit, gnais		157—373		
	2	V. Mraconia	Amfibolit		260±5		
			Gnais		294		
	5	V. Iardaşiţa V. Mraconia	Şist amfibolic		168—305		
Seria de Rîul Mare	1		Şist sericitic	G	102+4		
	7		Gnais de Petreanu	B	115—624		
	3		Incluziuni în gnaisul de Petreanu	B	104—656		

1 × A = amfibolit; B — biotit; M — muscovit; G — granat

Vîrste izotopice pe cristalinul epimetamorfic al autohtonului danubian *Tabelul 2*

Unitatea sau corpul eruptiv	Nr. probe analiz.	Locul de recoltare	Natura rocii	Mineralul	Vîrste izotopice		
					K/Ar	Rb/Sr	U/Pb-Pb/Pb
Seria de Drăgşan	1		Amfibolit	A	148±11		
Amfibolitele de Măru	3		Amfibolit	A+B	238—448		
Seria de Zeicani	2		Şist clorito-sericitos	G+B	89—92		
	2		Şist cuarţ-albitic, cloritos	M	123—126		
	1		Biotit	B	107±4		
	1		Şist cuarţ-biotitic	B	128±5		
Seria de Rîuşorul	5	Acoperişul seriei de Rîuşorul	Amfibolit	A	103±5		
			Leptinit		205±8		
			Şist biotitic	B	164—352		
Seria de Măgura	1		Amfibolit	A	190±10		
Seria de Corbu	11	V. Iardaşiţa, Mraconia	Filite sericitoase		172—306	266	
	1	V. Iardaşiţa	Sienit porfiric, sericitizat		172±4		
	1	V. Sfîrdinul	Şist amfibolic		388±15		
Seria de Tulişa	1		Şist clorito-sericitos	G	102±4		

Ceva mai tîrziu s-au format în cuprinsul autohtonului danubian condiţii speciale de sedimentogeneză, generînd depozite de natură psefito-psamitică, la care s-au adăugat ulterior produsele magmatismului iniţial. Acest ansamblu petrostructural a fost metamorfozat în condiţiile faciesului şisturilor verzi, rezultînd astfel şisturile cristaline de tip epimetamorfic (seria de Lainici—Păiuş, ortoamfibolitele de Drăgşan, ortoamfibolitele de Măru, seriile de Vîlcan, Măgura, Zeicani, Rîuşorul, Bărniţa, Vodna, Corbu, Toroniţa).

Seria de Lainici—Păiuş, considerată ca fiind partea inferioară a Precambrianului superior, analizată prin metoda K/Ar, n-a oferit date concludente, iar amfibolitele de Drăgşan, fiind considerate ca echivalentul stratigrafic al ortoamfibolitelor de Măru, prezintă vîrste izotopice diferite. Primele (amfibolitele de Drăgşan) corespund ciclului alpin — faza kimmerică nouă (149 mil. ani) şi ultimele (ortoamfibolitele de Măru) par să fie mult mai vechi (448 mil. ani), fiind atribuite Caledonianului — faza taconiană, ceea ce demonstrează că cele două serii litologice nu sînt sincrone.

Subliniem că G. Marinescu (1937), L. Pavelescu, M. Pavelescu (1969—1970), T. Berza şi A. Schuster sînt de părere că seria de Drăgşan este mai veche decît seria de Lainici—Păiuş. Seria ortoamfibolitelor de Măru reprezintă de altfel, după datările de vîrstă izotopică, cea mai veche unitate litologică din seria epimetaporfirică a autohtonului danubian (tab. 2), corespunzînd Ordovicianului superior.

Seria de Corbu, repartizată pe criterii microfloristice Paleozoicului inferior— Cambrianului, are vîrsta izotopică de 338 mil. ani (metoda K/Ar), identificată în amfibolitele de pe valea Sfîrdinului şi 266 mil. ani (metoda Rb/Sr) în faciesurile epimetamorfice de pe Valea Mraconia, ceea ce confirmă acestei serii o vîrstă varistică inferioară + superioară.

Sincronă cu seria de Corbu, pare să fie şi seria de Rîuşorul, a cărei vîrstă izotopică (352 mil. ani) a fost determinată pe faciesul şisturilor biotitice din acoperişul acestei unităţi litologice.

Cele mai noi complexe litologice din cadrul şisturilor cristalin-epimetamorfice ale autohtonului danubian apar în seriile de Zeicani (126 mil. ani) şi în seria de Tulişa (102 mil. ani).

Valoarea de 126 mil. ani a fost obţinută pe şisturile cuarţ-albitice, cloritoase ale seriei de Zeicani, ceea ce permite atribuirea acesteia la ciclul alpin — faza kimmerică nouă, deşi, după determinările microfloristice, şisturile slab metamorfozate au fost incluse la Cambrianul inferior.

Depozitele seriei de Tulişa, din munţii Parîng—Vîlcan—Retezat, par să fie puţin mai tinere decît cele din seria de Zeicani. După determinările efectuate pe orizontul cloritos-sericitos al seriei de Tulişa, acesta s-a format tot în ciclul alpin, ceva mai tîrziu, în faza austrică. Sincrone cu această serie sînt şi şisturile cristaline din Valea Idegului, împreună cu cele de la Drencova.

Numeroasele corpuri granitoide (sinorogene + postorogene) din autohtonul danubian au fost puse în loc în intervalul de 140—605 mil. ani, timp corespunzător Cambrianului inferior — Cretacic inferior.

Magmatismul sinorogen (tab. 3) este reprezentat prin mai multe corpuri granitoide, printre care cele analizate indică vîrste de 202—580 mil. ani, aferente Cambrianului inferior—Triasic superior.

Granitoidul de Olteţ—Novaci, cunoscut în literatură şi sub numele de granitul de Novaci—Nedeiu, are vîrsta maximă de 580 mil. ani, corespunzătoare Baikalianului inferior.

Din munţii Vîlcan şi Parîng s-au recoltat şi analizat două probe de granit tip Şuşiţa. Vîrsta absolută a acestora a fost stabilită la 522 şi respectiv 524 mil. ani, de unde se observă că acest tip de granit este mai tînăr decît granitul de Olteţ—Novaci, fiind pus în loc în Baikalianul superior.

Geocronologic urmează granitoidul de Muntele Mic din care au fost analizate mai multe faciesuri litologice (granodiorite, diorite, pegmatite, adamelite). Vîrsta maximă (400—411 mil. ani) a fost obţinută pe dioritele cuarţifere (411 mil. ani) şi pegmatite (400 mil. ani), corespunzînd Caledonianului superior, faza taconiană.

Acelaşi timp de punere în loc poate fi atribuit şi granitoidului de Cherbelezu (376—393 mil. ani). Din acest masiv au fost analizate (K/Ar; Rb/Sr) mai multe probe din granite şi diorite. Valoarea cea mai mare (393 mil. ani) a fost obţinută pe granite, iar cea mai mică (205 mil. ani) a rezultat din analiza probelor de diorit.

Prezenţa Hercinicului inferior — faza bretonă—este consemnată pe granitoidul de Sfîrdinul din care s-au analizat mai multe probe de granite şi roci porfiroide. Astfel, cea mai mare vîrstă (332—372 mil. ani) a fost determinată pe diferitele tipuri de granite recoltate de pe văile Iloca Mare, Sfîrdinul etc.

Granitoidul de Ogradena a fost pus în loc în Hercinicul mediu. Numeroasele tipuri de rocă recoltate şi analizate de pe văile Mala şi Mraconia (granite, granodiorite, diorite, lamprophyre, kerssantite, spessartite, pegmatite, diabaze) indică valori maxime cuprinse între 258 şi 335 mil. ani. Ca şi în alte cazuri, valorile cele n ai ridicate au fost determinate pe granite şi pegmatite.

Ultimul şi cel mai tînăr corp granitoid sinorogen, s-ar părea că este granitoidul de Retezat. După datările efectuate pe rocile granitice şi granodioritice rezultă că acesta are o vîrstă

Tabelul 3

Vîrste izotopice pe granitoidele sinorogene din autohtonul danubian

Unitatea sau corpul eruptiv	Nr. probe analizate	Locul de recoltare	Natura rocii	Mineralul	Vîrste izotopice		
					K/Ar	Rb/Sr	U/PbPb/Pb
Granitoidul de Muntele Mic	2		Granodiorit	B	249–264		
	10	V. Bolvaşmiţa, V. Mare, V. Sebeşului Mare, Pîriul Morilor, V. Irgliş	Granodiorit porfiric		192–370		
	6	Valea Sebeşului Mare	Diorit cuarţifer		290–411		
	1		Pegmatit		400		
	1		Adamelit	B	241±10		
Granitoidul de Retezat	6		Granodiorit	B	94–202		
	4		Granit	M	161–207		
Granitoidul de Sfîrdinul	19	V. Iloca Mare, V Sfîrdin	Granit	B	202–372	332	
	2	V. Iloca Mare	Porfiroide		148–162		
Granitoidul de Cherbelezul	10		Granit	B	150–321	376–393	
	2		Granit	M	268–278		
	2		Diorit	B	127–205		
Granitoidul de Ogradena	19	V. Mala, V. Mraconia	Granit	B	184–335	256	
	1	,,	Granodiorit	B	235		
	3	,,	Lamprophyr		181–229		
	2	,,	Kerssantit	G	153–183		
	2	,,	Spessartit		168–258		
	3	,,	Diabaz	G	160–239		
	1	,,	Pegmatit	M	326±12		
Granitoidul de Şuşiţa	4	Munţii Vîlcan	Granit	B+A	226–522		
	10	Munţii Parîng	Granit	B	219–524		
Granitoidul de Olteţ	2		Granit	B+FP	500–580		

de 207 mil. ani, ceea ce corespunde magmatismului alpin, faza kimmerică veche.

Magmatismul postorogen (tab. 4) din autohtonul danubian a fost analizat, stabilindu-se vîrste izotopice de 140 mil. ani pe granitoidul de Şucu şi 605 mil. ani pe granitoidul de Cărpiniş—Novaci.

Granitoidul de Novaci—Cărpiniş, din care s-au recoltat probe de pe valea Gilortului, Novaci — carieră şi localitatea Rînca—Novaci, indică vîrste care variază între 440 şi 605 mil. ani, ceea ce corespunde unei perioade de formare cuprinsă între Precambrianul superior (Assyntic) şi Ordovician superior. S-ar părea că acest corp granitoid este aproape în exclusivitate un produs al magmatismului caledonian (Baikalian + Sardinian).

Din cercetările de teren rezultă că faciesul granitic de Novaci s-a pus în loc în masa granitului de Cărpiniş, consolidîndu-se aproape concomitent. Ambele faciesuri, cu aspect granodioritic, au fost puse în loc printr-un proces de diferenţiere după ce în prealabil, din aceeaşi magmă, se formaseră alte corpuri magmatice.

Tabelul 4

Vîrste izotopice pe granitoidele postorogene din autohtonul danubian

Unitatea sau corpul eruptiv	Nr. probe analizate	Locul de recoltare	Natura rocii	Mineralul	Vîrste izotopice		
					K/Ar	Rb/Sr	U/Pb—Pb/Pb
Granitoidul de Vf. Pietrii	1		Granit	M	280±9	140	
	2		Diorit cuarțifer	B	94		
Granitoidul de Șucu	2		Metadiorit	B+A	155—183	140	
Granitoidul de Tismana	12	Munții Vîlcan	Granit	B—F	218—554		
	10	Văile Cireșu, Bistricioara, Jiului, Tismana etc.	Granodiorit		223—537		
	5	Munții Parîng	Granit	A—B	266—518		
Granitoidul de Novaci	7	Văile Gilort, Novaci—carieră Rînca-Novaci	Granit		110—140		605
Pegmatite	11	Parîng, Vîlcan,	Pegmatit	M	145—207		
	3	Lotru		B	115—153		

Aproximativ în același interval de timp (Baikalian—Sardinian) s-a format și granitoidul de Tismana (518—524 mil. ani) pe care s-au efectuat analize din principalele faciesuri litologice.

Din interpretarea datărilor izotopice, rezultă că granitoidele de Olteț—Novaci, Cărpiniș—Novaci, Șușița și Tismana au fost puse în loc într-un interval de timp relativ scurt. Cel mai vechi dintre acestea este corpul de la Cărpiniș—Novaci, după care au urmat cele de la Olteț—Novaci, Tismana și Șușița. Toate reprezintă diferite faze ale magmatismului Baikalian, corespunzînd astfel și ideii emisă anterior că faciesul de Novaci s-a pus în loc în masa granitului de Cărpiniș.

În această ipoteză toate cele patru corpuri granitoide s-ar părea că au origine comagmatică, în sensul că fiecare în parte reprezintă faze succesive ale aceluiași magmatism.

Printre granitoidele postorogene se menționează și granitoidul de Vf. Pietrii. O probă de granit analizată indică vîrste de 140—280 mil. ani, iar alta, recoltată din dioritele cuarțifere ale aceluiași masiv, arată o valoare de numai 94 mil. ani. Rezultă de aici că este vorba de un magmatism hercinic, datorită căruia a fost pus în loc granitul de Vf. Pietrii și un magmatism mezocretacic, ai cărui reprezentanți sînt dioritele cuarțifere din această regiune (Poiana Mărului—Caransebeș).

Pe pegmatitele din munții Parîng, Vîlcan și Lotru s-au efectuat 14 analize, obținîndu-se valori maxime de 153—207 mil. ani și minime de 115—145 mil. ani. Aceste cifre demonstrează că pegmatitele din cele trei masive s-au format în intervalul de timp aferent fazelor kimmerică veche-kimmerică nouă din ciclul alpin.

Aceluiași ciclu tectonomagmatic (alpin — faza kimmerică nouă) îi aparține genetic și micul corp ganitoid de Șucu, localizat la confluența văilor Bistra Mărului—Șucu, din care au fost analizate cîteva probe din rocile metadioritice, obținîndu-se valori cuprinse între 140 și 183 mil. ani. Aceste cifre situează granitoidul de Șucu ca cel mai tînăr corp postorogen din autohtonul danubian.

*

În cristalinul getic, primele datări asupra formațiunilor cristaline aparțin lui L. Mrazec (1897). Reinhardt (1910) și A. Streckeisen (1934) atribuie aceste formațiuni tectonogenezei hercinice, vîrstă recunoscută multă vreme de mulți cercetători. G. Macovei (1950) și M. Dessila Codarcea (1967) emit părerea că șisturile cristaline din domeniul getic aparțin, în exclusivitate, Archaeanului.

Pe baza cercetărilor de geocronologie nucleară se consideră că formațiunile cristaline ale domeniului getic au vîrste ce variază între 1 100 mil. ani (Anteproterozoic superior) și 256 mil. ani (Paleozoic superior—Permian) (tab. 5).

Seria de Sebeș—Lotru cu cea mai largă dezvoltare în munții Semenic, Sebeș, Lotru și Godeanu, unde poartă denumirea de seria mezometamorfică, indică vîrste cu valori larg variabile (260—1 100 mil. ani). Vîrsta maximă de 1 100 mil. ani a fost obținută prin metoda U/Pb, uraniul fiind extras chimic din minera-

Tabelul 5

Vîrste izotopice pe cristalinul domeniului getic

Unitatea sau corpul eruptiv	Nr. probe analizate	Locul de recoltare	Natura rocii	Mineralul	Vîrste izotopice		
					K/Ar	Rb/Sr	U/Pb—Pb/Pb
Seria de Sebeș-Lotru	10	*Munții Semenic* V. Tăria - Bozovici, V. Birzovița, V. Teregova, cariera Mehadia	Paragnais		230—426	838	
	13	V. Craiova- Pîrvova, V. Văliugului, Reșița, km 23—șoseaua Caransebeș-Orșova	Gnais		155—425		
	5	V. Birzovița, V. Slatina	Micașist		170—321		
	2	Pîriul Brebului	Migmatit		285—313		
	1	*Munții Sebeș* Versantul drept al văii Botului, afluent drept al văii Sebeș	Gnais ocular de Căpîlna		253±7		1000—1100
	4		Paragnais		64—260		
	1	V. Aușelul, Dobraia	Pegmatit		135		
	1	V. Florii, V. Taia	Gnais		343		
	2	*Munții Lotru Brezoi*	Paragnais	B	286—316		
	4		Gnais de Cozia	B	286—316		
	5		Micașist	M	149—297		
	13		Pegmatit	B	115—273		
	1	*Munții Godeanu*	Amfibolit		330±2		
	2		Pegmatit		121—126		
	3		Migmatit		154—156		

Vîrste izotopice pe echivalentele seriei de Sebeș—Lotru din munții Cibin

Tabelul 6

Unitatea sau corpul eruptiv	Nr. probe analizate	Locul de recoltare	Natura rocii	Mineralul	Vîrste izotopice		
					K/Ar	Rb/Sr	U/Pb—Pb/Pb
Seria de Măgura	2	Munții Cibinului	Gnais	B	187—290		
Valea Muntelui	5		Gnais	B	163—304		
Riușorul Cisnădioarei	1		Șist cloritos-albitic	B	163—304		
	2		Șist clorito-muscovitic	M	261—323		
Seria de Sibișel (Șteaza)	1		Gnais muscovitic	M	296		
	1		Șisturi sericitice	M	318		

lele de zirconiu ale gnaisului ocular de Laz—Căpîlna.

Paragnaisurile din munţii Semenic au, de asemenea, o vîrstă considerabilă (838 mil. ani), revenind Anteproterozoicului mediu. Din gnaisurile aceluiaşi masiv au fost analizate 13 probe din care a rezultat vîrsta de 426 mil. ani (Silurian inferior), în timp ce gnaisurile de pe valea Taia din munţii Sebeş, ca şi gnaisul de Cozia, de pe Valea Lotrului, au 343 mil. ani; ambele pot fi atribuite Carboniferului inferior + mediu. Aceeaşi vîrstă au şi paragnaisurile din munţii Lotru, ca şi amfibolitele din masivul Godeanu. Astfel, complexul gnaisurilor şi paragnaisurilor din munţii Semenic aparţine orogenezei prebaikaliene, în timp ce gnaisurile de pe valea Taia—Sebeş, gnaisurile şi paragnaisurile din munţii Lotru, ca şi amfibolitele din munţii Godeanu s-au format în orogeneza hercinică. Aceeaşi vîrstă poate fi atribuită şi pachetelor de micaşisturi din Semenic şi Lotru.

Faciesurile litologice cele mai tinere din seria de Sebeş—Lotru, ca şi în alte masive amintite mai sus, sînt faciesurile pegmatitice-pegmatoidice din munţii Sebeş, Lotru şi Godeanu (115—135 mil. ani), formate în orogeneza alpină, faza kimmerică nouă.

Echivalentele stratigrafice ale seriei de Sebeş—Lotru (tab. 6) din munţii Cibin (seriile

Vîrste izotopice pe şisturile cristaline din seriile de Cumpăna şi Leaota — *Tabelul 7*

Unitatea sau corpul eruptiv	Nr. probe analizate	Locul de recoltare	Natura rocii	Mineralul	Vîrste izotopice		
					K/Ar	Rb/Sr	U/Pb—Pb/Pb
Seria de Cumpăna	1	*Munţii Făgăraş*	Gnais de Cozia	F.P	124		
	3	V. Argeşului V. Oltului, Curtea de Argeş, Vilsan	Gnais de Cozia	M	320—346		
	2	V. Argeşului, V. Rea	Gnais de Cozia	B	254—322		
	2	*Munţii Leaota* V. Brăteiului	Gnais ocular de Mitarca		287—288		
	2	Rîul Tîrgului V. Babei, Bădeanca-V. Brusture	Şist cuarţo-feldspatic+muscovit, granaţi		302—311		
	2	V. Bădeanca, V. Brusture	Şist amfibolic		168—204		
	2	*Munţii Iezer-Păpuşa*	Şist cuarţo-feldspatic+muscovit, clorit, granaţi		287—298		
Seria de Leaota (Complexul Călugul Tămăşel)	5	*Munţii Leaota*	Şist cuarţo-feldspatic+muscovit, clorit, granaţi		102—317		
	18	V. Bădeanca	Concentrat minerale argiloase de pe falii		150—258		
	1		Paragnais		175±9		
	1		Şist sericitic cu porfiroblaste de albit		302±9		
Seria de Leaota (Complexul Lereşti-Tămaş)	2	*Munţii Iezer-Păpuşa* V. Bughea-Albeştilor	Şist amfibolic+amfibolit		177—263		
	1	Zona Lereşti	Şist cuarţitic cu porfiroblaste de albit		352±11		
	2	Rîul Tîrgului	Şist cloritic cu epidot		242—307		
	1		Brecie tectonică		297±6		

de Măgura, Valea Muntelui, Rîușorul Cisnădioarei, Sibișel), masivele Făgăraș (seria de Cumpăna) și Leaota (seria de Leaota) au fost sumar analizate, stabilindu-se valori maxime de 204—346 mil. ani, ceea ce indică o perioadă de formare a acestora cuprinsă între Hercinic — faza bretonă și Alpin — faza kimmerică nouă. Această vîrstă este semnificativă gnaisurilor din seriile de Măgura, Valea Muntelui și Sibișel, al căror metamorfism este sincron, fiind asemănătoare din punctul de vedere al gradului de metamorfism. Această vîrstă este identică cu a gnaisurilor și paragnaisurilor din munții Lotru, a gnaisurilor din munții Sebeș și a amfibolitelor din masivul Godeanu.

Ca efect al orogenezei hercinice este și formarea șisturilor epimetamorfice din seriile de Rîușorul Cisnădioarei și Sibișel, care, și din punct de vedere palinologic, par să fie sincrone (315—323 mil. ani).

În cadrul seriei de Cumpăna se remarcă vîrste izotopice de 204 mil. ani în șisturile amfibolice din masivul Leaotei și 346 mil. ani în gnaisurile de Cozia din munții Făgăraș. Aceste valori indică vîrsta Carbonifer-inferioară pentru gnaisul de Cozia și Triasic-superioară pentru amfibolitele din Leaota (tab. 7).

În masivul Făgăraș, gnaisul de Cozia, a cărui vîrstă variază între 322 și 346 mil. ani (Carbonifer inferior), pare să se fi format o dată cu gnaisul ocular de Mitarca din masivul Leaotei (orogeneza hercinică), deși acesta din urmă a fost pus în loc în perioada Carbonifer superior — Permian inferior (288 mil. ani). În timpul aceleiași orogeneze s-au format și șisturile cuarțo-feldspatice ± muscovit, clorit și granați din seria de Cumpăna (298—311 mil. ani), ca și cele din seria de Leaota (Complexul Călușul—Tămășel), pe care s-a determinat vîrsta izotopică de 317 mil. ani. În același timp geologic (302—357 mil. ani) au fost puse în loc amfibolitele și șisturile amfibolice, ca și șisturile sericitoase-cloritoase cu porfiroblaste de albit din seria de Leaota (munții Leaota, Iezer—Păpușa).

Pe concentratele de minerale argiloase recoltate de pe falii, cît și pe breciile tectonice din munții Leaota și Iezer—Păpușa s-au efectuat analize izotopice, care indică prezența unei faze hidrotermale a magmatismului hercinic superior, reluată în faza kimmerică nouă (150—297 mil. ani).

Din masivul Poiana Ruscă a fost analizat complexul șisturilor sericito-cloritoase cu porfirogene din seria de Bătrîna, seria vulcanogen-bazică și seria terigenă superioară de Padeș. Analize similare s-au efectuat și pe unele minereuri de fier și sulfuri complexe.

Astfel, valorile maxime obținute pe izocronele date de șisturile clorito-sericitoase ale celor trei serii litologice (tab. 8) indică vîrste de 256—370 mil. ani, permițînd încadrarea acestui

Tabelul 8

Vîrste izotopice pe șisturile cristaline din Munții Poiana Ruscă

Unitatea sau corpul eruptiv	Nr. probe analizate	Locul de recoltare	Natura rocii	Mineralul	Vîrste izotopice		
					K/Ar	Rb/Sr	U/Pb—Pb/Pb
Seria de Bătrîna	1	*Munții Poiana Ruscă*	Șist sericito-cloritos		256		
Seria vulcanogen-bazică	14	V. Bătrîna V. Stîlpului, Boul, Vadul Dobrii, Teliuc, Ghelar, Mănăstire, Alun, Iazuri	Șisturi sericito-cloritoase		150—315		
	3	Vf. Boul	Minereu de Fe				159—185
	4	Teliuc	Minereu de Fe+ + PbS				780
	1	Ruschița	Minereu de Fe+ PbS				110
	3	Românești	Polimetale				400—500
Seria terigenă-superioară de Padeș	8	Muncelul Mic	Șist clorito-sericitos		150—370		
	2		Metariolit		239—256		
	4		Galenă filoniană				280—350
	1		Polimetale				750

Tabelul 9

Vîrste izotopice pe granitoidele din domeniul getic

Unitatea sau corpul eruptiv	Nr. probe analizate	Locul de recoltare	Natura rocii	Mineralul	Vîrste izotopice		
					K/Ar	Rb/Sr	U/Pb Pb/Pb
Granitul de Albeşti	2	*Munţii Leaota* R. Tîrgului (seria de Cumpăna)	Granit de Albeşti		353—475		
	1	*Munţii Iezer-Păpuşa* R. Tîrgului (complexul Voineşti-Păpuşa)	Granit de Albeşti		464±15		
	2	R. Tîrgului (complexul Lereşti-Tămaş)	Granit de Albeşti		302—396		
Granitoidul de Bîrsa	1	Bîrsa Fierului	Granit			185	
	1	V. Răchitei	Granit			116	
	1	V. Morişoara	Granit			165	
Granitoidul de Sicheviţa			Minerale accesorii				328—350
Granitoidul de Poneasca	1		Minerale accesorii				620
Slatina Timiş	1	Carieră la 22 km sud de Caransebeş	Dyke-uri de roci granitice			156	
Granitul de Criva		Poiana Ruscă	Granit		329		
Sinclinoriul Reşiţa-Moldova Nouă	2	Brădişorul de Jos	Metabazalt porfiric	G		66—68	
	1		Granodiorit	B		67±3	
	1	Ciclova	Granodiorit	B		72±2	

complex în orogeneza hercinică (Devonian mediu — Permian mediu). Valoarea de 370 mil. ani este sensibil egală cu cifra obţinută prin măsurătorile extincţiei ondulatorii a cuarţului din şisturile complexului cu porfiroblaste de albit din zona Bocşiţa—Dîrmoxa (355 mil. ani). Ambele cifre corespund fazei bretone a orogenezei hercinice, cînd aceste complexe litologice au fost metamorfozate.

Din datările de vîrstă izotopică obţinute pe unele minereuri din masivul Poiana Ruscă se constată că minereurile feroase aparţin genetic magmatismului alpin, pe cînd cele polimetalice sînt mult mai vechi, ele cuprinzînd vîrste ce oscilează între 110 şi 780 mil. ani; probabil că acestea din urmă au fost regenerate succesiv pînă în orogeneza alpină (110 mil. ani).

Magmatismul plutonic din domeniul getic pare să aibă reprezentanţi din toate ciclurile tectonomagnetice, începînd din Proterozoicul superior şi pînă în Alpin — faza laramică (tab. 9).

Prin metoda U/Pb s-a determinat pe probe din granitoidul de Poneasca—Gozna valoarea de 620 mil. ani, indicînd pentru acest corp magmatic vîrsta Precambrian-superioară.

Spre sud—sud-vest de granitoidul de Poneasca şi situat aproximativ în axul aceleiaşi structuri majore este şi granitoidul de Sicheviţa pentru care s-a determinat vîrsta de 328—350 mil. ani, corespunzătoare magmatismului hercinic, faza bretonă.

Fiind vorba despre un aliniament de roci magmatice, orientat NE—SV, de-a lungul căruia apar la zi mai multe corpuri granitoide (Poiana Buchin—Gozna—Poneasca—Sicheviţa) intersectînd complexele de şisturi cristaline ale munţilor Semenic, este posibil ca toate aceste corpuri să reprezinte apofizele unui mare batolit, a cărui vîrstă să fie Precambrian-superioară (620 mil. ani). Izocronele cu valori inferioare acestei cifre reprezintă, în acest caz, vîrsta unor faze de orogeneză mai tinere.

Tot din munţii Semenicului s-au probat şi analizat unele dyke-uri de roci granitice secante cu dolomitele subordonate complexului de gnaisuri din cariera de pe şoseaua dintre localităţile Slatina Timiş—Armeniş. Vîrsta acestor granite este de 156 mil. ani, ele fiind puse în loc în timpul magmatismului alpin — faza kimmerică nouă.

Granitul de Albești a fost probat pe Rîul Tîrgului, în puncte unde el afectează șisturile cristaline ale seriilor de Cumpăna și Leaota (complexul Lerești—Tămaș, Complexul Voinești—Păpușa), indicînd valori maxime de 396—475 mil. ani. După aceste valori granitul de Albești a fost pus în loc în intervalul corespunzător perioadelor Ordovician mediu — Silurian superior (?).

În munții Făgăraș, granitoidul de Bîrsa, din extremitatea estică a acestui masiv, a fost analizat prin metoda Rb/Sr, stabilindu-se vîrste absolute cuprinse între 116 și 185 mil. ani. Aceste valori indică o vîrstă antejurasică, sincronă cu a filoanelor lamprofirice din sudul crestei principale a masivului Făgăraș. Caracteristicile mineralogice și geochimice ale corpului granitoid de Bîrsa pledează în favoarea unor relații genetice între acest corp și sistemul filonian de roci eruptive din zona Poiana Mărului — Brașov, deși vîrsta sa pare să fie mai veche.

Manifestările magmatice cele mai tinere din domeniul getic sînt cele ce reprezintă magmatismul laramic. Cîteva corpuri ale acestui tip de magmatism (Brădișorul de Jos, Ciclova) au fost probate și analizate, rezultînd vîrste izotopice care probabil să nu fie alterate de nici un fenomen dinamotermic postum punerii în loc a acestora (66—72 mil. ani).

Concluzii

1. Determinările de vîrste izotopice efectuate pe diferite tipuri de roci metamorfice din Carpații Meridionali confirmă că faciesurile litologice cu cel mai înalt grad de metamorfism au valorile cele mai ridicate. Astfel, în cristalinul mezometamorfic al autohtonului danubian, cea mai veche formațiune geologică este seria de Rîul Mare, în care gnaisul de Petreanu indică vîrsta Precambrian-superioară (656 mil. ani).

2. Seria de Neamțu, seria de Ielova, gnaisul de Furcătura și unele litofaciesuri din seria de Rof s-au format în orogeneza hercinică.

3. În șisturile cristaline de tip epimetamorfic din autohtonul danubian, ortoamfibolitele de Măru apar ca cea mai veche formațiune geologică, aparținînd orogenezei caledoniene-faza taconiană.

4. Seria de Corbu și seria de Rîușorul sînt atribuite Hercinicului.

5. Seria de Zeicani și seria de Tulișa sînt cele mai tinere formațiuni cristalofiliene, aparținînd orogenezei alpine.

6. Magmatismul din autohtonul danubian s-a manifestat începînd din Baikalian (granitoidele Olteț—Novaci, Cărpiniș—Novaci, Susița, Tismana), a continuat apoi în Caledonian (Muntele Mic, Cherbelezul), Hercinic (Sfîrdinul, Ogradena, Vf. Pietrii) și Alpin (Retezat, pegmatitele din munții Parîng, Vîlcan, Lotru și dioritele de Șucu).

7. În domeniul getic, seria de Sebeș—Lotru prezintă cele mai mari vîrste, identificate pe gnaisul ocular de Laz—Căpîlna (1 000—1 100 mil. ani) și complexul de gnaisuri și paragnaisuri din munții Semenic (837 mil. ani). După aceste valori, faciesurile de tip mezometaî morfic din seria de Sebeș—Lotru ar aparține Precambrianului superior.

8. Gnaisurile din munții Lotrului, amfibolitele din Godeanu și micașisturile din Lotru și Semenic din seria de Sebeș—Lotru aparțin orogenezei hercinice.

9. Gnaisurile din seriile de Măgura, Valea Muntelui, Sibișel, gnaisul de Cozia, gnaisul ocular de Mitarca, șisturile cuarțofeldspatice ± muscovit și granați din seriile de Cumpăna și Leaota (Călușul—Tămășel), amfibolitele și șisturile sericito-cloritoase cu porfiroblaste de albit din munții Leaota și Iezer—Păpușa, ca și șisturile epimetamorfice din munții Poiana Ruscă (seriile de Bătrîna, Vulcanogen-bazică, Terigen-superioară de Padeș) s-au format tot în diferite faze ale orogenezei hercinice.

10. Corpul granitoid cel mai vechi (620 mil. ani) din domeniul getic este granitoidul de la Ponească—Piatra Goznei. El aparține Precambrianului superior. Probabil că și celelalte corpuri situate spre NE de acesta (Poiana——Buchin), ca și cele de la SV (Sichevița) să aparțină genetic aceluiași magmatism.

11. Granitul de Albești este un produs al magmatismului hercinic.

12. Filoanele granitice de la Slatina—Timiș, granitoidul de Bîrsa, precum și filoanele lamprofirice din munții Făgăraș au fost puse în loc în perioada magmatismului alpin. În faza laramică a magmatismului alpin au luat naștere și granodioritele de la Ciclova și Brădișorul de Jos din sinclinoriul Reșița—Moldova Nouă.

Bibliografie

[1] Airinei, Șt. *Radiografia geofizică a subsolului României.* Ed. științifică și enciclopedică, București, 1980.

[2] Bagdasarian, P. G. *Despre vîrsta absolută a unor roci eruptive și metamorfice din masivul Ditrău și munții Banatului din România.* Stud. cercet. geol. geof. geograf. Seria geol. 17, 1, 13, 21, 1972.

[3] Codarcea Dessila Marcela *Cu privire la interpretarea geologică a datelor obținute prin metoda K/Ar în Carpații Meridionali.* Stud. cercet. geol. geograf. Seria geol. 12, 2, 351—365, 1967.

[4] Ene, I. *Determinări de vîrste izotopice K/Ar.* I.M.R. București, 1977. *Sinteza geologică și geofizică a Carpaților Meridionali.* I.M.R., București, 1980.

[5] Giușcă, D. ș.a. *Asupra vîrstei absolute a formațiunilor cristaline din vorlandul orogenului carpatic.* Stud. cercet. geol. geof. seria D (Prosp. geof.) II 167—173, 1967.

[6] Pavelescu, L. *K/Ar Age determinations from the Apuseni and the Banat Mountains.* Comitetul de Stat pentru Energie Nucleară, Institutul de Fizică Atomică, București, 1968.

Cercetări roentgenostructurale asupra unor carote extrase din zăcămîntul de săruri de la Slătioarele şi unele supoziţii de genezâ

Prof. dr. ing. I. D. Pârcălăbescu
Institutul de Petrol şi Gaze Ploieşti

Compoziţia chimico-mineralogică a zăcămîntului de săruri de la Slătioarele diferenţiindu-se substanţial de cea a zăcămîntului de sare gemă de la Ocnele Mari, redată în lucrarea [15], ni s-a părut adecvat să prezentăm, în această lucrare, compoziţia aceasta chimico-mineralogică şi să sugerăm unele ipoteze geochimice asupra formării zăcămîntului de la Slătioarele.

Este cunoscut [1 ; 4 ; 5 ; 9 ; 12 ; 15 ; 16] că ansambluri chimico-mineralogice şi legităţi geochimice pot fundamenta supoziţii asupra genezei respectivelor medii solide investigate.

Din multitudinea de carote extrase prin sonda săpată în axul zăcămîntului Slătioarele s-a analizat în detaliu un marş de 10 m, în intervalul 840—850 m (tab. 3).

Carota 1, extrasă de la adîncimea de 840,10—840,15 m, observată macroscopic, apare ca „sare" impurificată cu argile, pentru care fapt proba a fost tratată cu etilenglicol, în exces, pentru a se realiza umflarea argilelor şi, ca atare, decelarea lor mai exactă. Tot în acelaşi scop au fost aleşi şi parametrii la difractometrul de raze X, menţionaţi pe difractogramă. Analiza seriilor de difracţie, pentru carota 1 (fig. 1), la argile (tab. 2), scoate în evidenţă participarea însemnată a reţelelor cristaline de interstratificaţie mixtă ordonată de tip correnşit (C—C_u), de tip clorit-montmorillonit (C—M), de tip illit-montmorillonit (I—M) şi tricomponenta illit-clor-montmorillonit (I—C—M), umflate de etilenglicol. Interstratificările au o participare mai ridicată faţă de reţelele illitului, cloritului şi montmorillonitului. După numărul şi intensitatea pikurilor, argilele au un grad de participare însemnat (fig. 1), subordonat însă hanksitului (2,78 Å), a cărui ecuaţie chimico-mineralogică [7 ; 10 ; 11] este $9Na_2SO_4 \; 2Na_2CO_3KCl$-principala sare a carotei cercetate. Subordonarea derivă din faptul că undele difractate, la reţelele cristaline de interstratificaţie mixtă ordonată umflate de etilenglicol, prezintă intensităţi net ridicate, din cauza densităţii scăzute de electroni în interplane.

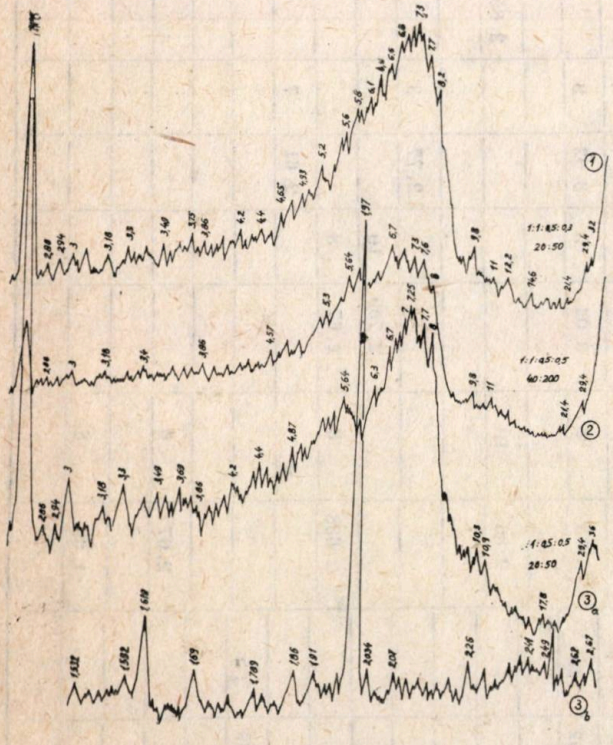


Fig. 1. Difractograme de raze X.

Carota 2 aparţine intervalului 844,0—844,25 m ; macroscopic nu s-a diferenţiat de prima carotă, pentru care fapt s-a căutat să se deceleze şi mai exact gradul de participare a argilelor, folosindu-se variaţia sistemului de fante pentru unda incidentă şi variaţia parametrilor sistemului de înregistrare a difractogramei (fig. 1). Pentru această probă se estimează că argilele au o participare ridicată şi, după parametrii de difracţie (d/n şi I), sînt reţelele cristaline identificate în carota 1.

Pe acest fond şi pentru faptul că *a treia carotă* (849,3—849,6 m) macroscopic nu s-a diferenţiat de celelalte două carote anterior prezentate, s-a trecut la o investigare de detaliu, atît prin alegerea parametrilor sistemului de fante, cît şi prin stabilirea celor de la înregistrarea difractogramei, extinzîndu-se şi domeniul undei difractate pînă la 60° (fig. 1, difractograma 3 *a*, *b*). În acest mod s-a reuşit să se scoată în evidenţă participarea foarte ridicată a hanksitului, îndeosebi prin parametrul $d/n = 1{,}97$ Å (tab. 1), atît de expresiv apărut în difractograma 3 .

Ţinîndu-se seama de influenţa parametrilor fixaţi la difractometrul de raze X asupra parametrilor de difracţie ai reţelelor cristaline [7 ; 10 ; 11 ; 15 ; 18], d/n şi îndeosebi I, au fost făcute estimările gradelor de participare a reţelelor cristaline identificate în carotele 1—3 (tab. 3) .

Analiza seriilor de difracţie la probele tratate cu etilenglicol scoate în evidenţă predominarea în cadrul grupei argilelor (tab. 2) a interstratificărilor mixte ordonate : C—C_u, C—M, I—M, I—C—M şi subordonarea faţă de

Parametrii difracției razelor X *Tabelul 1*

Calcit		Bütschliit		Termonatrit		Nesquehonit		Anhidrit		Arkanit		Burkeit		Hanksit		Phillipsit		Thomsonit		Augit	
d/n	*I*	*d/n*	*I*	*d/n*	*I*	*d/n*	*I*	*d/n*	*I*	*d/n*	*I*	*d/n*	*I*	*d/n*	*I*	*d/n*	*I*	*d/n*	*I*	*d/n*	*I*
																		8,0	6		
																7,64	10				
																6,91	10				
						6,5	10											5,8	6		
				5,28	4									5,24	5	5,24	4				
																		4,67	8		
														4,58	6						
																		4,35	4		
																4,25	6				
																4,07	6	4,07	4		
3,86	2					3,86	9					3,87	6	3,84	6						
								3,49	10			3,50	6	3,54	5	3,54	4	3,48	8		
3,33	4																	3,30	8		
																3,18	10				
3,02	10	3,03	8	3,04	5	3,02	3			3,00	9					2,94	4			2,98	10
										2,88	10										
		2,86	10					2,85	8									2,85	10		
												2,81	10								
						2,77	3							2,78	10						
				2,755	10																
		2,688	8	2,67	8																
						2,61	7					2,62	7	2,62	5						
2,49	5																			2,52	10
										2,41	4										
		2,07	8											1,97	9						
												1,91	9								
		1,69	8																	1,619	10

Tabelul 2

Serii de difracţie a razelor X la argile

hkl	I–C–(M+E) 10–14–16,2		C–(M+E) 14–22,2		C–(C_u+E) 14–18,6		I–(M+E) 10–19,4		I–C–M 10–14–16		C–M 14–22		I–M 10–24		C–C_u 14–14,4	
	d/n	*I*	*d/n*	*I*	*d/n*	*I*	*d/n*	*I*	*d/n*	*I*	*d/n*	*I*	*d/n*	*I*	*d/n*	*I*
001	40,2	fp	36,2	fp	32,6	fp	29,4	fp	40	fp	36	fp	34	fp	28,4	fp
2	20,1	m	18,1	m	16,3	m	14,6	m	20	p	18	p	17	m	14,2	p
3	13,4	p	12,1	p	10,8	p	9,8		13,5	m	12	m	11,3	m	9,5	m
4	10,1	fp	9,0	fp	8,2	fp	7,3	fp	10,1	p	9	p	8,5	p	7,1	p
5	8,0	p	7,2	p	6,6	p	5,8	p	8,1	m	7,2	m	6,8	m	5,7	m
6	6,7	p	6,0	p	5,5	p	4,9	p	6,7	m	6	m	5,6	m	4,7	m
7	5,7	m	5,1	p	4,7	m	4,2	m	5,8	S	5,1	S	4,3	S	4,1	S
8	5,0	m	4,5	m	4,1	m	3,7	m	5,1	m	4,5	m	4,2	m	3,6	m
9	4,5	m	4,0	m	3,6	m	3,2	m	4,5	m	4	m	3,8	m	3,2	m
10	4,0	m	3,6	m	3,3	m	2,9	m	4,1	m	3,6	m	3,4	m	2,8	m
11	3,6	m	3,3	m	3,0	m			3,7	m	3,3	m	3	m		
12	3,3	p							3,3	fp	3	m				

Tabelul 3

Estimarea participării reţelelor cristaline în carote

Carota	Adîncimea, m	Calcit $CaCO_3$	Bütschliit $3K_2CO_3 2CaCO_3 6H_2O$	Termonatrit $Na_2CO_3 H_2O$	Nesquehonit $MgCO_3 3H_2O$	Anhidrit $CaSO_4$	Arkanit K_2SO_4	Burkeit $2Na_2SO_4 Na_2CO_3$	Hanksit $9Na_2SO_4 2Na_2CO_3 KCl$	Phillipsit $K_2Ca_{1,7}[Al_6Si_{10}O_{32}]nH_2O$	Thomsonit $Ca_4Na_2[Al_{10}Si_{10}O_{40}]12H_2O$	Augit $Ca(MgFe)[Si_2O_6]CaFe[AlSiO_6]$	Illit $K_{<1}(AlFe)_2(OH)[AlSi_3O_{10}]nH_2O$	Clorit $(MgFe)_{6-2x}(AlFe)_{2x}(OH)_8[Si_{4-2x}Al_{2x}O]_{10}$	Montmorillonit $Al_2(OH)_2[Si_4O_{10}]mH_2O$	Interstratificări $C\cdot\sim C_u$; C–M; I–M; I–C–M
1	840,1–840,15	M	M–S	M–S	S	S	S	S	FR	M–S	S	M	S	S	S	M
2	844–844,25	M	M–S	M–S	S	S	S	S	FR	M–S	S	M	S	S	S	M
3	849,3–849,6	M	M–S	M–S	S	S	S	S	FR	M–S	S	M	S	S	S	M

FR – foarte ridicată; M – medie; M–S – mediu scăzută; S – scăzută

ele a montmorillonitului, cloritului și illitului (tab. 3).

Cercetarea detaliată a pikurilor difractogramei 3 scoate în evidență și participarea zeoliților : thomsonit (2,85 Å) și îndeosebi a phillipsitului (3,18 Å). Cu o participare evidentă apare augitul (1,619 Å). Prezent, dar cu un grad scăzut de participare, apare și burkeitul (1,91 Å). Din grupa sulfaților prezenți sînt anhidritul (3,49 Å) și arkanitul (2,41 Å), dar cu grade de participare scăzute. Din clasa carbonaților participarea calcitului se decelează ușor (3 Å), iar gradul de participare se estimează la mediu. Dintre carbonați apare și termonatritul (2,67 Å), dar participarea lui este cu ceva mai scăzută. Nesquehonitul (3,86 Å) este prezent, dar într-o participare scăzută. Reține atenția, printr-o participare ceva mai crescută față de ultimul carbonat prezentat, mineralul bütschliit (tab. 1 și 3), al cărui parametru $d/n = 1{,}69$ Å și intensitatea lui au permis estimarea gradului de participare dat în tabelul 3.

Ansamblul chimico-mineralogic întîlnit (tab. 3) în carotele intervalului 840—850 m permite menționarea următoarelor supoziții.

Augitul, ca mineral format în rocile magmatice, întîlnit și în șisturile cristaline și tufurile andezitice [10], are o rețea cristalină greu atacabilă de către acizi. Aceasta ar fi un indiciu că în sistemul de formare a mediului solid de precipitație fizico-chimică din zăcămîntul Slătioarele soluțiile aflate sub presiune și temperatură nu au avut un caracter acid.

Prezența calcitului în principal, dar și a celorlalți carbonați, indică soluții pentru care $pH > 7$. Este arătat [1] că la 125°C dioxidul de carbon aflat în soluție sub presiune determină un pH slab alcalin. La nivelul acesta de presiune, care face fluidul slab alcalin, înseamnă că incinta, în care se forma sistemul cristalin, avea un volum cvasiconstant. Această incintă cu soluții slab bazice este adecvată formării anhidritului. Anhidritul hipogen, care se formează [9] după ecuația :

$$CaSiO_3 + SO_2 + \tfrac{1}{2}O_2 = CaSO_4 + SiO_2,$$

apare în incinte cu temperaturi ridicate, iar verificarea certitudinii presiunii SO_2-ului este dată de echilibrele de fază asupra anhidritului. Presiunea SO_2-ului ar fi [9] de 30 bar, ceea ce ar însemna că incinta de formare s-ar afla sub o coloană de apă de 300 m, stare care ar și determina deci o incintă cvasiînchisă a unui aparat vulcanic submarin [15].

Un alt mineral indicator al condițiilor de presiune și temperatură este termonatritul ([12] fig. 3 și 4, [15] fig. 6), care se poate forma fie la presiuni scăzute ale CO_2-ului, fie la temperaturi ridicate, date de adîncimea, în scoarța terestră, la care se află incinta geologică de formare a sărurilor. O altă caracteristică a termonatritului este formarea lui la temperaturi ridicate, peste 60°C, dar în prezența unei normalități a Na^+ depășind mărimea 4. Nivele de temperatură în incinta Slătioarele, depășind mărimea de 60°C, s-a arătat anterior că au fost posibile, ilustrate de prezența calcitului și anhidritului. De altfel, anhidritul apare din soluție la peste 66°C, în condiții de presiune atmosferică [13]. În ce privește o normalitate a Na^+ depășind mărimea 4, se poate ilustra prin datele tabelului 3, unde preponderența mineralelor care includ Na este vădită.

Prezența nesquehonitului în sistemul Slătioarele, alături de termonatrit (tab. 3), este concordantă și cu datele diagramei sistemului

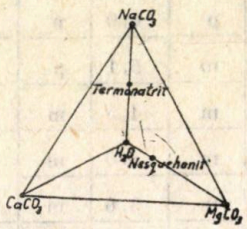


Fig. 2. Poziția unor minerale în sistemul $Na_2CO_3-CaCO_3-MgCO_3-H_2O$.

$Na_2CO_3-CaCO_3-MgCO_3-H_2O$, prezentată în figura 2, după lucrarea [12].

Tot din grupa carbonaților este prezent și mineralul bütschliit, care pune în evidență prezența K în incinta sistemului de la Slătioarele. De altfel, prezența potasiului este subliniată și de participarea arkanitului și, în mod deosebit, de participarea foarte ridicată a hanksitului (tab. 3).

În condițiile în care eruptivul intrusiv și-a menținut temperatura de 350°C, după modelul propus de Jaeger J. C. [2], o perioadă de timp ce depășește timpul necesar întăririi sîmburelui intruziunii, putem avea o imagine atît asupra intensității de căldură oferită, cît și a unui timp geologic îndelungat de acționare a acestei energii geotermale.

Manifestările eruptive în zonă sînt cunoscute [14 ; 15], iar estimarea timpului lor geologic de asemenea. După [14], s-ar distinge cinci „momente fierbinți" în evoluția Platformei moesice, cel mai „tînăr" ar aparține triasicului, adică intervalului de timp geologic $230-180 \cdot 10^6$ ani.

Este, de asemenea, cunoscut și faptul că gazele vulcanice [1 ; 16] au o capacitate apreciabilă de dizolvare pentru mulți compuși de volatilitate scăzută, printre care se pot include și sărurile alcaline.

Cationii din sistem provin de la mediul solid al aparatului vulcanic de la Slătioarele, în timp ce anionii provin de la gazele vulcanice cu mare solubilitate în apa marină care acoperea (fig. 3) incinta aparatului vulcanic submers.

Anionii SO_4^{2-} și CO_3^{2-} pot coexista în sisteme cu variații mari de temperatură ([1] fig. 2 și

[15] fig. 7). Solubilitatea clorului în apa mineralizată a acestui sistem, și la nivelul de p și T sugerat anterior, ar depăși 7 g/l, iar pentru dioxidul de carbon mărimea de 10 g/l. Aportul continuu al exhalațiilor vulcanice submarine, în incinta cvasiînchisă a sistemului analizat, a întreținut condițiile adecvate ale precipitării sărurilor menționate anterior.

În schița din figura 3 s-a încercat să se pună în evidență parametrii ce determină nivelul

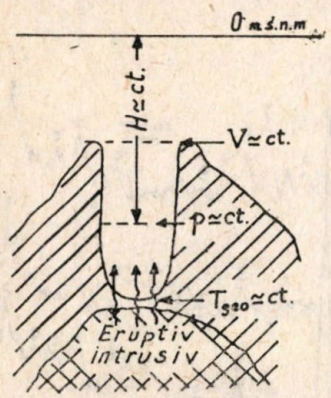


Fig. 3. Schița sistemului fizico-chimic al vulcanului submarin.

energetic din acest sistem, modelînd energia prin ecuația funcțională :

$$E = f(\mathcal{R}, V, T, p, t),$$

în care :

$\mathcal{R}$ este parametrul alcătuirii structurale a materiei, aflate în :

V — incinta în care se formează sistemul, sub influența :

T — temperaturii geotermale, cînd se atinge nivelul :

p — presiunii din sistemul cvasiînchis, sistem fizico-chimic ce se definitivează în :

t — timpul geologic.

Cu imaginea că : $T_{geo} \simeq$ constant, $V \simeq$ constant, $p \simeq$ constant, de-a lungul timpului geologic $t \simeq 200 \cdot 10^6$ ani, ionii și-au găsit starea lor de cvasiechilibru care a condus la formarea rețelelor cristaline identificate.

Participarea însemnată a argilelor (tab. 3), secondată de zeoliți, și concluziile lucrării [15] ne-au determinat să investigăm mai detaliat „insolubilele" prezente în carotele de „sare" extrase în continuare din acest zăcămînt (tab. 4).

Carotele 1—3, anterior analizate, au fost „fierte" în apă distilată pentru îndepărtarea solubilului, al cărui grad de participare în aceste carote (tab. 4) este deosebit de ridicat. Analiza chimică a „solubilului" acestor carote pune în evidență participarea cantitativă a ionilor menționați în tabel. De la adîncimile 953 și 955 m au mai fost „fierte" carotele 4 și 5. Solubilul din *carota 4* are cea mai mare participare din profilul analizat, iar în *carota 5* cea mai redusă participare. Și în analiza chimică a acestor ultime carote se observă variații în gradul de participare a ionilor. De fapt s-au analizat 15 probe „solubile" din intervalul 901—976 m, dar pentru a nu încărca spațiul grafic s-au menționat în tabelul 4 „extremele" gradului de participare.

Variația aceasta deosebit de neordonată a „solubilului" și „insolubilului" în profilul analizat ilustrează faptul că în procesul precipitării fizico-chimice din incinta cvasiînchisă Slătioarele, sub influența curenților de convecție generați de „cuptorul" submarin-eruptivul intrusiv, cît și a strecurării fazei gazoase vulcanice prin masa „pastei" care cristaliza, a apărut o amestecare a mediului ce precipita.

În continuare, din intervalul 981—1 133 m, s-au mai analizat roentgenostructural *carotele* 6—10 (tab. 5 și fig. 5). Analiza roentgenostructurală a „insolubilului", netratat cu etilenglicol, este redată în difractogramele 1—3 din figura 4 și 6—10 din figura 5. Interpretarea parametrilor de difracție, d/n și I, pune în evidență prezența calcitului și anhidritului în estimările gradelor de participare menționate în tabelul 5.

Analiza difractogramelor scoate în evidență o multitudine de serii de difracție la „argile"

Tabelul 4

Proba	Adîncimea, m	Compoziția chimică a „solubilului"						Participarea	
		Na^+, %	K^+, %	Ca^{2+}, %	Mg^{2+}, %	Cl^-, %	SO_4^{2-}, %	„solubilului", %	„insolubilului", %
1	840	32,65	0,23	0,32	0,05	50,27	0,76	84,28	15,72
2	844	24,30	0,17	0,32	0,07	38,36	0,80	64,02	35,98
3	849	26,01	0,11	0,40	0,03	40,46	1,05	68,18	31,82
4	953	36,42	0,30	0,25	urme	54,81	1,58	93,36	6,64
5	955	35,10	0,10	0,50	urme	22,80	1,03	59,53	40,47

(fig. 4 şi fig. 5), dar, din economie de spaţiu grafic, în tabelul 2 s-au trecut doar cîteva din cele mai reprezentative serii prezente în probele investigate. Din prelucrarea seriilor de difracţie la argile şi ţinînd cont de considerentele teoretice [7 ; 15 ; 18] s-a estimat gradul de participare a tipurilor de reţele cristaline monominerale şi de interstratificaţie, menţionate în tabelul 5. Se poate reţine că participarea însemnată la argile revine grupului mineralelor de interstratificaţie mixtă şi în subordonare reţelelor cristaline monominerale. Ca apreciere globală, componenta montmorillonitică este ridicată. Această componentă montmorillonitică apare ca un indicator al concentraţiilor

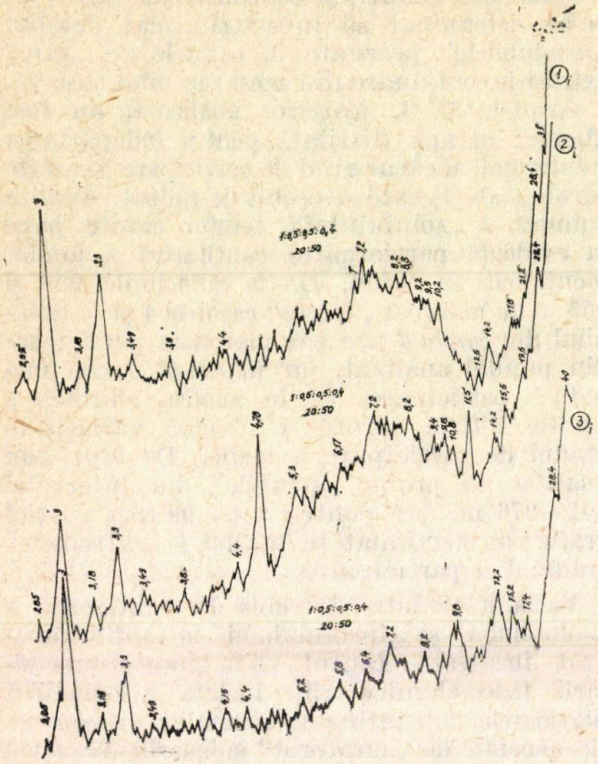


Fig. 4. Difractograme de raze X.

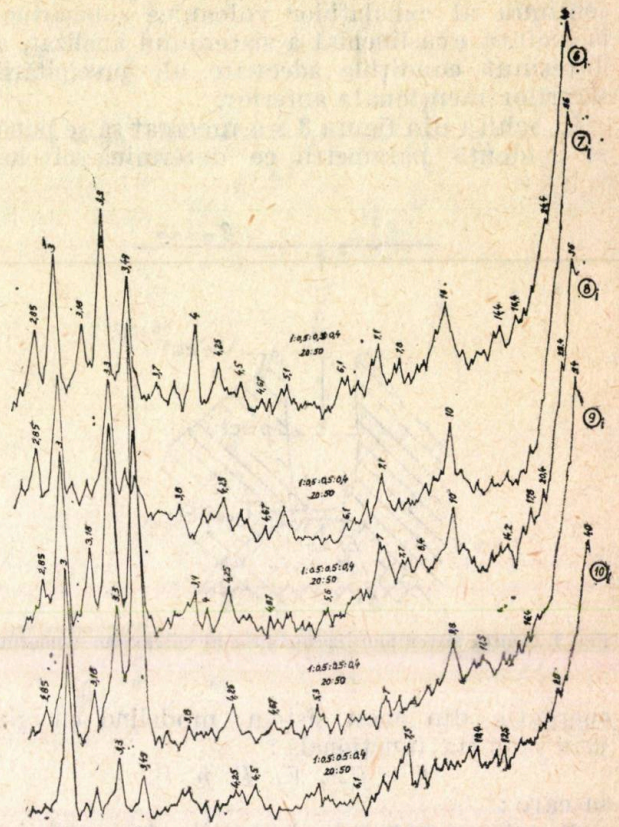


Fig. 5. Difractograme de raze X.

Tabelul 5

Estimarea participării reţelelor cristaline în probele „insolubile"

Proba	Adîncimea, m	Calcit	Anhidrit	Phillipsit	Thomsonit	Illit	Clorit	Montmorillonit	Interstratificări			
									C—C_u	C—M	I—M	I—C—M
1*i*	840,1	R	S	S	S	S	M	S	M	M	M	M
2*i*	844,0	R	S	S	S	M	S	M	M	M	M	M
3*i*	849,3	R	S	S	S	S	S	M	M	M	M	M
6	981,0	R	R	M	M	M	S	M	M	M	S	M
7	1 027,1	R	M	M	M	M	S	M	S	M	S	M
8	1 027,7	R	R	M	M	M	M	M	M	M	S	M
9	1 101,5	R	FR	M	M	S	S	M	S	S	M	S
10	1 133,0	R	M	S	S	S	S	M	S	S	S	M

FR — foarte ridicată ; R — ridicată ; M — medie ; S — scăzută.

mai crescute de alcalino-teroase și pH-urilor relativ mai ridicate [1 ; 15].

Prezența carbonaților în sistem (tab. 3 și 5) facilitează transformarea smectitelor la interstratificări smectite-illit și eventual la illit (10 Å), atunci cînd [8] temperatura în sistem se află la nivelul de 140°C, cum este și cazul sistemului de la Slătioarele, difractogramele de raze X resubliniind această situație. Participarea smectitelor în proporții însemnate în sistem este [8 ; 17] o prerechizită esențială în cristalizarea phillipsitului.

Zeoliții aflați în cenușa vulcanică alterată sînt, în general, asociați cu cantități largi de minerale argiloase și, în principal, cu smectitele [3 ; 4 ; 6], pentru care raportul ridicat Al/Si favorizează formarea phillipsitului. Această stare este resubliniată și de situația de la Slătioarele.

Alterarea hidrotermală a sticlei vulcanice și transformarea la phillipsit, modelată în condiții de laborator [5], pun în evidență apariția phillipsitului, în sistem închis ; deci la $V =$ = constant, într-un timp mai scurt, la nivelul temperaturii de 200°C, iar în sistem deschis, deci $V \neq$ constant, într-un timp de peste două ori mai mare, atunci cînd nivelul de temperatură a fost de 150°C.

În concluzie, folosind principiul conservării energiei și modelînd energia prin ecuația funcțională E, s-a încercat modelarea formării zăcămîntului de săruri de precipitație fizico-chimică de la Slătioarele. Incinta Slătioarele o putem considera că a avut un volum cvasiînchis. Sub influența aportului energiei geotermale de sub aparatul vulcanic submarin-generator, care a întreținut în sistem un nivel de temperatură de 150—200°C, a apărut în incinta cvasiînchisă și creșterea de presiune, cel puțin la nivelul de 30 bar, sugerat anterior. Ca atare, în aceste condiții, materia în continuă mișcare de-a lungul timpului geologic s-a putut structura în rețelele cristaline identificate în sistemul analizat.

Bibliografie

[1] Barton, B. P. *The chemical environment of ore deposition and the problem of low-temperature ore transport.* Researches in Geochemistry, J. Willey, New York, 1959.

[2] Berman, E. *Geotermal Energy.* Noyes Data Corporation, 1975.

[3] Hay, L. R. *Geologic occurence of zeolites.* Natural Zeolites, Pergamon Press, 1978.

[4] Hawkins, B. D. *Hydrotermal synthesis of clinoptilolite and comments on the assamblage phillipsite-clinoptilolite-mordenite.* Natural Zeolites, Pergamon Press, 1978.

[5] Holler, H., Wirsching, V. *Experiments on the formation of zeolites by hydrotermal alteration of volcanic glasses.* Natural Zeolites, Pergamon Press, 1978.

[6] Iijima, A. *Geological occurences of zeolites in marine environments.* Natural Zeolites, Pergamon Press, 1978.

[7] * * * *Index to the powder diffraction file.* A.S.T.M., Publ., Philadelphia, 1966.

[8] Kastner, M., Stonecipher, A. S. *Zeolites in pelagic sediments.* Natural Zeolites, Pergamon Press 1978.

[9] Krauskopf, B. K. *The use of equilibrium calculations in finding the composition of a magmatic gas phase.* Researches in Geochemistry, J. Willey, New York, 1959.

[10] Mastacan, Gh. *Mineralogie.* Ed. tehnică, București, 1976.

[11] Miheev, I. V. *Roentgenometriceskii opredeliteli mineralov.* Moskva, Gosgeoltehizdat, 1957.

[12] Milton, C., Eugster, P. H. *Mineral assemblages of the Green River formation.* Researches in Geochemistry, J. Willey, New York, 1959.

[13] Nenițescu, D. C. *Chimie generală.* Ed. didactică și pedagogică, București, 1972.

[14] Paraschiv, D. *Privire de ansamblu asupra magmatitelor din Platforma moesică.* Mine, Petrol și Gaze, **37**, nr. 7, 1986.

[15] Pârcălăbescu, D. I. *Asupra compoziției chimico-mineralogice și a condițiilor de formare a rocilor zăcămîntului de sare gemă de la Ocnele Mari.* Mine, Petrol și Gaze, **33**, nr. 8, 1982.

[16] Pârcălăbescu, D. I. *Considerații petrologice în legătură cu formarea pegmatitelor din batolitul Leu-Balș-Mogoșești.* Mine, Petrol și Gaze, **36**, nr. 6, 1985.

[17] Stonecipher, A. S. *Chemistry and deep-sea phillipsite, clinoptilolite and host sediments.* Natural Zeolites Pergamon Press, 1978.

[18] Thorez, J. *Phyllosilicates and Clay Minerales.* G. Lelotte, Belgique, 1975.

Valorificarea zincului şi plumbului din deşeuri metalice

Asist. dr. ing. **Sanda Vişan***, ing. **G. Iordăchescu****, ing. **A. Pop****,
şef lucr. dr. ing. **Ana Socolescu***, asist. ing. **Ligia Botez***

S-a studiat valorificarea zincului şi plumbului din produsul metalic rezultat în tehnologia de preparare a deşeurilor oxidice prin procedee hidrometalurgice adecvate, care utilizează reactivi uzuali, ieftini, cu consum energetic redus, pentru ca procesul să fie eficient.

Hidrometalurgia neferoasă utilizează, de multe ori, pentru solubilizarea materialelor, acidul sulfuric, produs de bază al industriei chimice. Pentru recuperarea zincului din minereuri sulfuroase, concentrate, sterile de flotaţie, zguri etc., acidul sulfuric constituie un reactiv uzual. Leşierea are loc direct la temperatura ambiantă sau la temperaturi de 90—100°C, în reactoare deschise sau în autoclave, la presiune, în prezenţa unui agent oxidant (oxigen, $Fe_2(SO_4)_3$ etc.). Astfel, minereurile sulfuroase sau concentratele sulfuroase conţinînd zinc, plumb, fier, cupru etc. permit recuperarea zincului cu randament de 98% prin leşiere în autoclavă, cu acid sulfuric, cînd se obţine o soluţie conţinînd $ZnSO_4$, $CuSO_4$ şi un reziduu conţinînd plumb şi fier, alături de sulf elementar, care se recuperează prin flotaţie [1].

Pentru materialele oxidice se preferă utilizarea H_2SO_4 la temperatura camerei, în reactoare deschise, cînd — după aproximativ 2 ore — se recuperează zincul conţinut, impurificat eventual cu cupru şi fier [2].

Recuperarea zincului se poate realiza şi cu soluţii alcaline, ca de exemplu NaOH [3], NH_4OH 20% [4]. Procedeul alcalin se aplică materialelor cu oxizi şi carbonaţi de cupru, zinc, plumb şi fier. Se solubilizează cuprul şi zincul, care se recuperează din soluţie prin procedee adecvate, iar în reziduu se concentrează plumbul.

Alte procedee utilizează acidul clorhidric sau cloruri de fier [5], de calciu, de bariu [6], de cupru [7], de sodiu [8], de magneziu [8]. Aceste tehnici se aplică minereurilor sulfuroase, cozilor de la flotaţia minereurilor piritice, sulfurilor complexe. Se solubilizează la cald, de obicei în autoclavă atît zincul, cît şi plumbul, cuprul, argintul, fierul.

Pentru recuperarea plumbului se indică utilizarea acidului azotic de diferite concentraţii (10—50%), la cald (95—105°C) [9]. Plumbul se concentrează în reziduu, împreună cu metalele preţioase, de unde este recuperat prin topire cu cocs şi sodă.

Din sulfuri complexe, plumbul se poate extrage cu soluţie de sulfat de amoniu [10]. După prima leşiere se extrag cuprul şi zincul. Prin leşierea repetată, în autoclavă, a reziduurilor s-a reuşit şi o separare a plumbului cu randament mare.

Din soluţiile obţinute la leşiere, zincul şi plumbul se extrag prin: electrodepunerea zincului pe catod de plumb, concentrare şi cristalizare, schimb ionic, extracţie cu reactivi organici, cementarea plumbului cu fier, zinc, aluminiu sau magneziu. Metodele se aplică diferenţiat în funcţie de concentraţia acestor elemente în soluţie, de anionii prezenţi şi de cationii altor elemente, care impurifică soluţia [11].

Dintre procedeele descrise în literatură, s-au testat în laborator, în vederea recuperării zincului şi plumbului dintr-un deşeu, procedeele acide, alcaline şi cu cloruri. Materialul conţinea 37,24% plumb şi 52,24% zinc, majoritatea sub formă metalică. Analizele de zinc şi de plumb s-au făcut prin titrare cu soluţie de complexon III (EDTA) 0,01 m, în prezenţa indicatorului negru eriocrom T [11]. La soluţia de analizat s-au adăugat: acid tartric pentru a împiedica precipitarea, soluţie tampon cu $pH = 10$ de amoniac şi NH_4Cl, acid ascorbic pentru mascarea Fe (III), prin reducere la Fe (II) şi KCN pentru mascarea Zn şi Cd. Pentru analiza plumbului, s-a adăugat indicatorul şi s-a titrat la temperatura camerei pînă la schimbarea culorii din brun în verde. Pentru analiza zincului, la soluţia preparată, cum s-a arătat mai sus, s-a adăugat formaldehidă 2% pentru a descompune complexul $[Zn(CN)_4]^{2-}$ şi indicatorul, încălzindu-se la 40—50°C, după care s-a titrat pînă la virarea culorii din roşu în albastru.

Teste de laborator

Experimentările s-au efectuat la presiune atmosferică, utilizînd reactivi din producţia indigenă.

O primă serie de încercări s-a efectuat în mediu de amoniac 20%, la temperaturi de 40—70°C, timp de 2—3 ore, în raport lichid: solid = 5 (cm^3/s). Extracţia plumbului a fost de aproximativ 11% în toate cazurile, ceea ce ar corespunde solubilizării fracţiunii existente sub formă de oxid, iar extracţia zincului a fost de maxim 47% după 2 ore. Crescînd durata procesului, se presupune reprecipitarea zincului sub formă de hidroxid.

* Academia de Studii Economice Bucureşti;
** Exploatarea Flotaţia Centrală Baia Mare.

Solubilizarea cu cloruri

Clorura de sodiu sub formă de soluţie de concentraţie 5% nu a solubilizat la 95°C decît maximum 17% plumb, după 2 ore. Crescînd concentraţia soluţiei la 31% NaCl, nu s-au obţinut randamente superioare, ci inferioare (în jur de 2% extracţie de plumb), ceea ce a indicat descompunerea hidroxiclorurii de plumb în clorură insolubilă.

$$PbO + NaCl + H_2O = Pb(OH)Cl + NaOH$$

$$Pb(OH)Cl + NaCl = PbCl_2 + Na(OH).$$

S-a studiat solubilizarea cu clorură de calciu şi/sau acid clorhidric (tab. 1).

bul din soluţie reprecipită în timp, ajungînd după 24 de ore la 5,52%. Clorura de calciu precipită maximum 95,42% din plumb, după 2 ore la 95°C şi numai 33,45% din zinc. În amestec cu acidul clorhidric, pe măsură ce scade p*H*-ul, deci creşte cantitatea de acid, creşte şi extracţia zincului, impurificînd soluţia de hidroxiclorură de plumb.

Solubilizarea cu acid sulfuric

Tratarea materialului cu soluţii de acid sulfuric a urmărit separarea zincului, prin solubilizare ca sulfat, de plumbul care rămîne în reziduu. Condiţiile de lucru şi rezultatele experimentale sînt prezentate în tabelul 2.

Tabelul 1

Solubilizarea cu clorură de calciu şi/sau acid clorhidric
(cantităţile de reactiv corespund la 10 g materie primă)

Nr.	Reactiv		Apă, g	Timp, h	Temperatură, °C	Extracţie, %	
	denumire	g(cm³)				Pb	Zn
1	$CaCl_2 \cdot 6H_2O$	2	50	1	95	91,76	25,01
2				2	95	96,42	33,45
3				3	95	52,49	13,01
4	HCl 35%	17,5	—	0,5	20	41,21	100,00
5				0,5	95	100,00	100,00
6				1	20	29,58	99,77
7				4	20	18,55	96,33
8				24	20	5,52	94,37
9	$CaCl_2 \cdot 6H_2O$ + HCl 35%	2+ 5	45	1	95	97,08	24,32
10		7,5	42,5	1	95	98,21	74,19
11		10	40	1	95	94,66	87,58

Se cunoaşte că ionul clor din HCl precipită la rece clorura de plumb cristalină, care se dizolvă prin fierbere, recristalizînd prin răcire, în ace strălucitoare sau foiţe. De asemenea, clorura de plumb se dizolvă în HCl concensrat, cu formarea unei combinaţii complexe tolubile de tetracloroplumbit:

$$Pb + 2HCl = PbCl_2 + H_2$$

$$PbCl_2 + 2\,HCl = H_2[PbCl_4],$$

Clorura de calciu solubilizează plumbul cu formarea de hidroxiclorură:

$$Pb + \frac{1}{2} CaCl_2 + 2\,H_2O = Pb(OH)Cl + \frac{1}{2} Ca(OH)_2 + H_2$$

$$2\,PbO + CaCl_2 + 2\,H_2O = 2\,Pb(OH)Cl + Ca(OH)_2.$$

Cu acid clorhidric, la 95°C se dizolvă concomitent şi zincul şi plumbul. La 20°C se dizolvă zincul în proporţie de 96,33% şi plumbul în proporţie de numai 18,55%, după 4 ore. Plum-

Tabelul 2

Solubilizarea cu acid sufuric
(100% – cantitatea de acid sulfuric stoechiometric necesară în reacţia cu zincul şi plumbul)

Nr. crt.	Concentraţie, %	Cantitate, %	Timp, h	Temperatură, °C	Extracţie, %	
					Pb	Zn
1	10	100	0,5	95	17,9	95,6
2	10	100	1	95	21,8	99,9
3	10	133	0,5	95	29,8	99,5
4	10	133	1	95	33,3	100,0
5	10	72	0,5	95	16,5	57,2
6	10	72	1	95	11,0	86,6
7	10	72	0,5	20	22,0	87,6
8	10	72	1	20	10,9	83,4
9	10	100	0,5	20	22,1	100,0
10	10	100	1	20	22,3	100,0
11	10	133	0,5	20	—	100,0
12	10	133	1	20	—	92,7
13	20	100	0,5	20	—	91,9
14	20	100	1	20	—	98,5
15	20	100	0,5	95	—	98,4
16	20	100	1	95	—	95,4
17	14	123	1	20	49,9	98,5
18	14	123	24	20	11,0	17,3

Se poate trage concluzia că este avantajos să se trateze materialul cu soluţii de acid sulfuric 10%, fără exces de reactiv, sub agitare,

timp de o jumătate de oră. Creşteri nesemnificative ale extracţiei zincului se obţin lucrînd în aceleaşi condiţii cu acid sulfuric 20%. Crescînd durata procesului la 24 ore, zincul reprecipită (la temperatura camerei). Cantitatea de plumb extrasă este de circa 25% şi nu se observă modificări substanţiale atunci cînd variază parametrii timp, concentraţie acid şi temperatură, în limitele studiate.

Recuperarea metalelor după tratarea cu cloruri a materiei prime

Din soluţia de cloruri, este preferabilă cementarea plumbului cu zinc metalic, mai ales în cazul unei extracţii de 20—25% plumb din materia primă. Deoarece o parte din zincul metalic se consumă pentru neutralizarea aciditătii libere, s-a neutralizat parţial HCl cu sodă, după care s-a făcut cementarea plumbului cu zinc metalic. Cementarea la temperatura de 20°C este terminată după şase ore, pentru 100 cm^3 soluţie cu 0,75 g plumb.

Plumbul rămas sub formă de clorură în reziduu se poate valorifica prin solubilizare în soluţie de NaCl 4%, la fierbere :

$$PbCl_2 + 2NaCl = Na_2[PbCl_4].$$

S-a recuperat astfel 80% din plumbul rămas în reziduu.

După filtrarea cementului de plumb din soluţia iniţială, s-a tratat soluţia rezultată cu 2—3 g Na_2CO_3 pentru 100 cm^3 soluţie conţinînd 5,5—6 g zinc. După 24 de ore s-a filtrat precipitatul conţinînd carbonat bazic de zinc :

$$4\,ZnCl_2 + 4\,Na_2CO_3 + H_2O = Zn_4(CO_3)_3(OH)_2 + CO_2 + 8\,NaCl.$$

Recuperarea metalelor după tratarea cu acid sulfuric a materiei prime

Plumbul din soluţie s-a recuperat prin cementare cu zinc. Soluţia de sulfat de zinc poate fi supusă electrolizei în următoarele condiţii : tensiune 3,5—3,6 V ; densitate de curent 270 A/m^2 ; concentraţia electrolitului 100—110 g/l.

Plumbul din reziduu, sub formă de sulfat, este preferabil să se prelucreze metalurgic, deoarece tratarea cu HNO_3 sau Na_2CO_3 nu a dat rezultate bune.

Propuneri de scheme de fluxuri tehnologice

Din rezultatele experimentale s-a ajuns la următoarele fluxuri tehnologice.

a) Schema fluxului tehnologic pentru solubilizarea cu HCl (fig. 1).

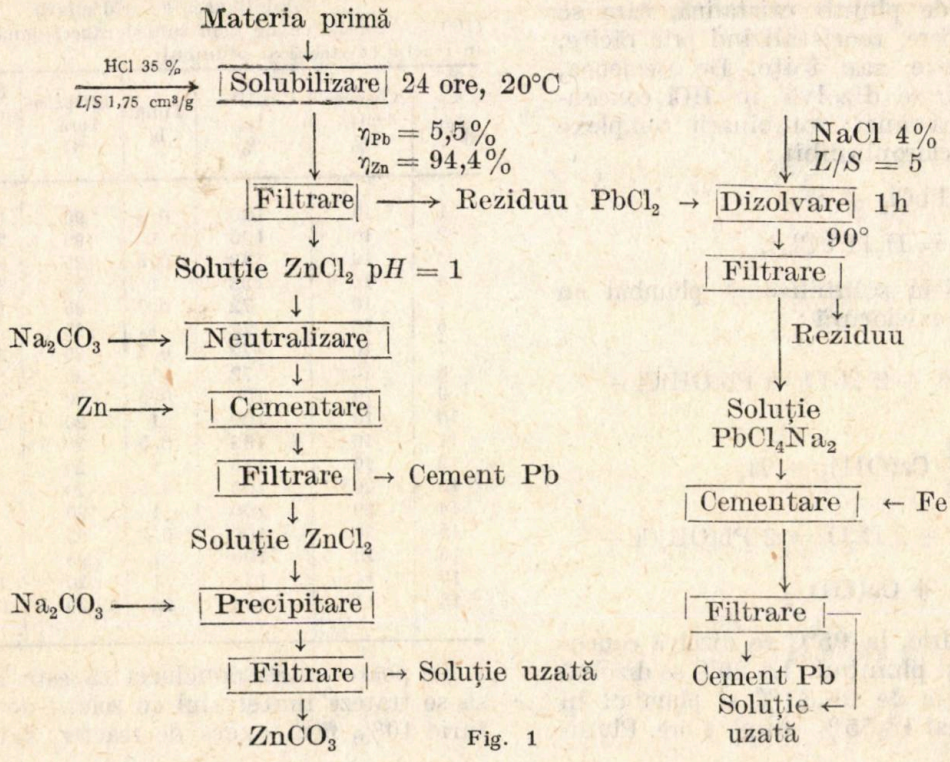


Fig. 1

b) Schema fluxului tehnologic pentru solubilizarea cu H_2SO_4 (fig. 2).

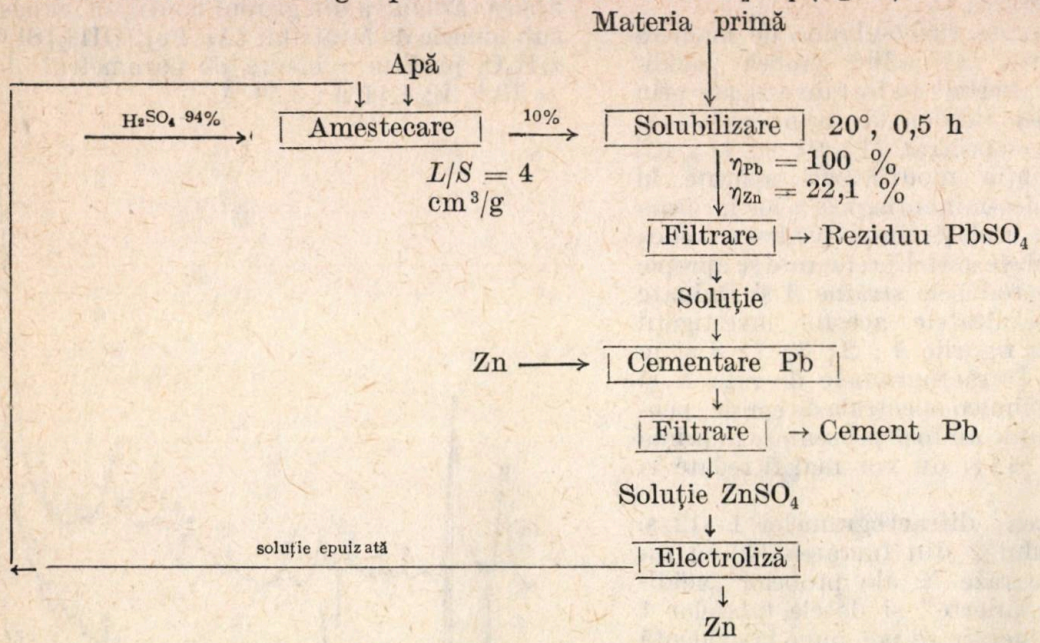


Fig. 2

Concluzii

S-a studiat valorificarea zincului şi plumbului — prin procedee hidrometalurgice — din produsul metalic rezultat în tehnologia de preparare a deşeurilor oxidice. S-a urmărit separarea zincului de plumb încă din faza de solubilizare, utilizarea unor reactivi ieftini şi un consum energetic cît mai redus. Rezultatele cele mai bune s-au obţinut utilizînd H_2SO_4 sau HCl.

Acidul sulfuric solubilizează la rece întreaga cantitate de zinc şi 22% din plumb, după 0,5 ore. În soluţie s-a cementat plumbul cu zinc metalic, după care soluţia s-a electrolizat.

Acidul clorhidric, după 24 ore, la rece, solubilizează 94% din zinc şi 5,5% din plumb. Plumbul s-a cementat din soluţie cu zinc, după care s-a precipitat zincul cu sodă. Clorura de plumb din reziduu s-a recuperat prin dizolvare — la cald — cu soluţie de NaCl 4%.

Bibliografie

[1] Parker, E. G., McKay, D. R. *Hydrometall Res. Dev. Plant. Pract. Proc. Int.* Symp. 3 rd, 1983, p. 927.

[2] Goldstein, J., Bordas Erna, RO 79727, 1982.

[3] Kamalov, O. K., Laptev, V., SU 1018994, 1983.

[4] Volcovinschi, Gh., Kesem, M. RO 75919, 1981.

[5] Caceres, J. F., Bul. Soc. Quim., Peru, 1983 49 (4), p. 300.

[6] Paraschiv, I., Volcovinschi, Gh., RO 79014, 1982.

[7] Zhong, Qiyu, Zhao, Tiancong, Zhongnan Kuangye Xueyuan Xuebao, (3), p. 16, 1982.

[8] Adamson, D. V., Bicker, E., GB 2128597, 1984.

[9] * * * RO 81257, 1983.

[10] Subbaich, T., Das, R. P., Das, S. C., Trans. Indian Inst. Met., 37, p. 49, 1984.

[11] Socolescu, A., Vişan, S., Botez, L. Studiul *Valorificarea plumbului şi zincului din produsul metalic rezultat în tehnologia de preparare a deşeurilor oxidice.* Centrala minereurilor Baia Mare, 1986.

Cercetări privind posibilitatea obţinerii de suporţi minerali adecvaţi fluidelor de foraj tip emulsie inversă din argile româneşti (III)

Asist. ing. **I. Nistor**
Institutul de Petrol şi Gaze Ploieşti

Se reaminteşte [4] că în vederea realizării prezentei cercetări au fost selectate un număr de 12 probe de argilă provenind din cîteva cariere din România, probe care au fost investigate microstructural pentru determinarea compoziţiei chimico-mineralogice. Au fost supuse, de asemenea, investigaţiei microstructurale şi două produse străine, notate cu *A* şi *B* în lucrarea [4], utilizate ca suporţi minerali la prepararea fluidelor de foraj tip emulsie inversă. În urma acestor investigaţii s-a tras concluzia că cele mai adecvate argile pentru prelucrare sînt cele care conţin în alcătuirea lor structuri cristalochimice cu preponderenţă montmorillonitice. În acest sens, probele luate în cercetare au fost

prelucrate fizico-chimic, după o metodologie prezentată în lucrarea [5].

Probele prelucrate fizico-chimic de maniera redată în lucrarea [5], adică probele „acidizate" și probele „fierte" au fost investigate prin metoda difracției razelor X prin cristale și analizate chimico-spectral [1 ; 2 ; 6 ; 11 ; 12] pentru a evidenția modificările apărute în compoziția chimico-mineralogică a lor în urma prelucrării și, în același timp, pentru a vedea în ce măsură probele astfel prelucrate se apropie ca alcătuire de produsele străine *A* și *B*, luate ca etaloane. Rezultatele acestor investigații sînt oglindite în figurile 1 ; 2 ; 3 ; 7 ; 8 și în tabelele 1 și 2. Difractogramele de raze X și datele analizei chimico-spectrale de emisie, pentru probele naturale au fost prezentate în prima parte a lucrării [4] și nu vor mai fi redate în actuala lucrare.

Din compararea difractogramelor 1—12 și a datelor tabelului 2 din lucrarea [4] cu difractogramele de raze X ale probelor „acidizate" și a celor „fierte" și datele tabelelor 1 și 2 din această lucrare se pot pune în evidență următoarele modificări apărute în compoziția chimico-mineralogică a probelor de argilă supuse prelucrării.

Argila de Rugi. Proba „acidizată" prezintă rețele montmorillonitice cu ionii schimbabili îndepărtați într-o oarecare măsură și cu clorite alterate (difractograma 1*a* din fig. 1). Proba „fiartă" indică transformări substanțiale ale rețelelor cristaline. În figura 4 se redă diagrama de variație a presiunii și temperaturii sistemului argilă-apă distilată, care s-a transformat intens în autoclavă. Presiunea inițială în autoclavă a fost cea atmosferică. Prin încălzirea autoclavei, o dată cu creșterea temperaturii crește și presiunea în sistem. Aportul de energie termică în exteriorul autoclavei provoacă transformări în rețelele cristaline polare. Deosebit de activul ion $H_9O_4^+$ substituie ionii schimbabili după selectivitatea lor $Li > Na > Ca > Mg > Mn > Fe$, generînd în final rețele cristaline polare saturate cu protonul hidratat $H_9O_4^+$.

Discrepanța ionică mare dintre probă și apa distilată face ca atît reacția termică din incintă (în fig. 4 se redă ΔT — diferența de temperatură măsurată în incinta autoclavei și la peretele exterior al acesteia), cît și creșterea presiunii din autoclavă să atingă mărimi deosebit de ridicate. De observat că maximele de temperatură și presiune se ating în același timp. Primul pik (fig. 4) se atinge destul de rapid față de începutul „fierberii". Cel de-al II-lea pik apare după circa 1 200 minute și prezintă o amplitudine cu puțin mai redusă decît primul.

Puternica saturare cu ionii $H_9O_4^+$ a rețelelor montmorillonitice conduce și la umflarea rețelelor de interstratificație mixtă la prime plane bazale de peste 40 Å. Deosebit de clar apare varietatea din grupul nontronit, cunoscută sub numele de faratsihit $(Al, Fe)_2[OH]_2\{Si_4O_{10}\} \cdot mH_2O$, pusă în evidență de parametrul d/n = = 13,9 Å ; 4,44 Å ; 3,54 Å.

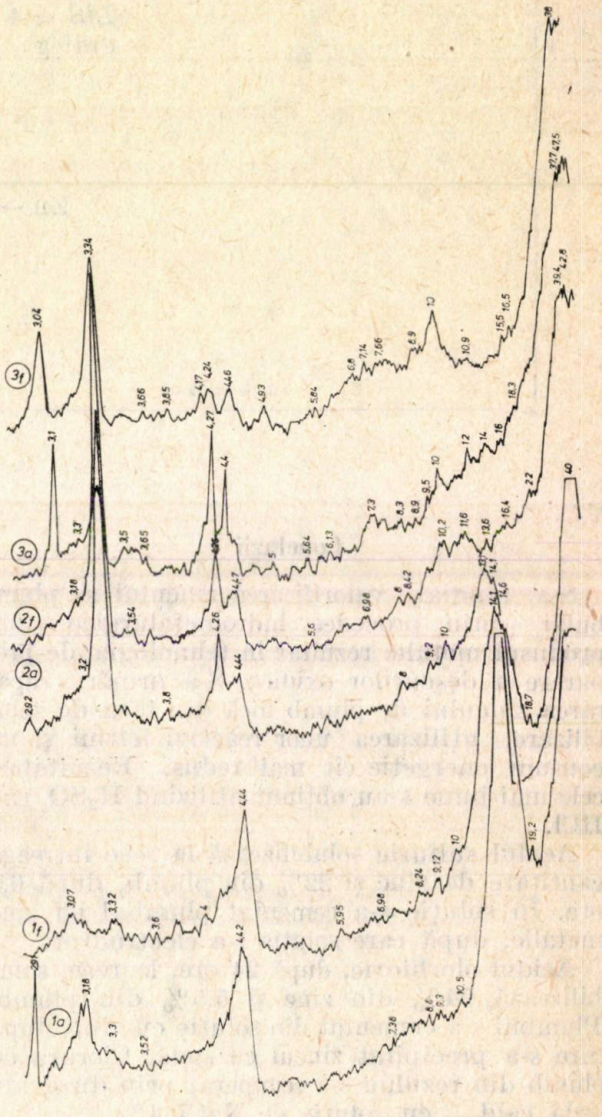


Fig. 1. Difractograme de raze X pentru argilele „tratate" de la Rugi, Urluia și Breaza.

Argila de Urluia, prin „acidizare", își modifică rețelele cristaline ale montmorillonitelor și cloritelor fero-magneziene, lăsînd illitul neafectat (difrac. 2*a* din fig. 1). Proba „fiartă" în autoclavă prezintă o lege de genul celei prezentate în figura 5. Difractograma probei 2*f* arată transformări adînci în structura argilei. Dacă illitul nu a suferit transformări (intensitățile și parametrii d/n au rămas în scara lor), cloritele fero-magneziene [1] se transformă în paligorskit $Mg(Al, Fe)_2[OH]_2[H_2O]\{Si_4O_{10}\} \cdot H_2O$, pus în evidență îndeosebi de parametrul d/n = =3,27 Å. Presiunea, temperatura și concentrația

ionică au acționat intens asupra rețelei cloritelor, fapt tradus în puternicele amplitudini ale curbelor p și ΔT (fig. 5). Rețelele montmorillonitice pierd ionii schimbabili și se transformă în rețeaua tipică a nontronitului. Interstratificările mixte de tip I—M obțin prime plane bazale la 27,9 și 40,8 Å. Analiza chimico-spectrală (tab. 1) resubliniază transformările menționate.

Tabelul 1

Analiza chimico-spectrală de emisie a probelor prelucrate fizico-chimic

PROBA		Ca λ=3183,2 Å	Mg λ=2781,4 Å	Fe λ=3020,6 Å	Mn λ=2933,1 Å	V λ=3185,4 Å	Ni λ=3414,7 Å	Cr λ=3014,9 Å	B λ=2496,8 Å	Cu λ=3273,9 Å	Li λ=3232,6 Å	Na λ=3302,9 Å
		Parametrul spectral I_t–I_f										
1	a	11	72	121	8	-	17	-	48	15	-	29
	f	-	51	121	7	-	-	-	-	10	-	-
2	a	-	71	137	-	-	5	9	31	93	-	83
	f	-	59	129	-	-	-	-	11	13	-	16
3	a	-	2	7	141	10	7	13	26	71	-	74
	f	-	-	2	131	8	-	-	15	25	-	63
4	a	-	81	132	-	11	5	6	12	63	-	55
	f	-	-	19	-	-	-	-	-	-	-	-
5	a	-	77	132	-	7	-	5	51	67	-	93
	f	-	4	61	-	-	-	-	-	-	-	-
6	f	-	58	135	-	-	-	-	-	-	-	71
7	a	-	52	136	-	-	-	-	-	-	-	92
8	a	4	67	54	-	7	3	6	47	68	-	29
	f	-	-	20	-	-	-	-	-	-	-	-
10	a	-	101	141	12	11	12	6	30	113	-	60
	f	-	75	136	9	-	-	-	2	69	-	-
12	a	-	77	123	-	4	-	-	7	53	-	44
	f	-	53	107	-	-	-	-	-	21	-	11
Particip. peste procent.		1-2	0,3-1	0,3-1	0,1	0,03	0,001	0,03	0,03	0,001	0,5	0,3

a-probă „acidizată", f-probă „fiartă"

Argila de Breaza (proba 3), supusă procesului de „acidizare" pierde din ionii schimbabili ai rețelelor cristaline polare, fapt oglindit în reducerea parametrului spectral I_t—I_f (tab. 1). Difractograma 3*a* din figura 1 arată, deosebit de pregnant, varietăți de nontronit, prin parametrii d/n de la 14 ; 4,4 ; 3,35 și 3,1 Å. Rețelele cristaline de interstratificare mixtă I—M și C—M, puternic umflate, prezintă prime plane bazale la 37,7 și 41,5 Å.

Proba „fiartă" apare ca o argilă puternic polară care a pierdut în mai mare măsură decît proba „acidizată" ionii schimbabili din rețelele polare (tab. 1). Cloritele au suferit transformări ilustrate prin dispariția parametrilor d/n de la 14 și 7 Å, illitul rămîne neafectat (parametrii d/n de la 10 și 3,74 Å rămîn invariabili), montmorillonitele s-au transformat către varietatea nontronit, iar rețelele de interstratificație mixtă ies în evidență cu un prim plan bazal la 38 Å. Intensa prelucrare fizico-chimică a argilei de Breaza conduce la o structură cristalo-chimică apropiată de a celor două produse străine A și B (fig. 1 și tab. 1 și 2 și lucrările [4] și [5]).

Proba 4 de la Aninoasa supusă „acidizării" pierde ionii schimbabili din rețelele cristaline ale montmorillonitelor. Are loc, de asemenea, transformarea cloritelor și a zeoliților calco-sodici, fapt ilustrat de reducerea parametrului spectral $I_t - I_f$ pentru Ca, Na, Mg, Fe, Mn și dispariția calcitului (difract. 4*a* din fig. 2). Ca urmare a „fierberii" în autoclavă, argila suferă intense modificări oglindite de difractograma 4*f* din figura 2. Este pusă în evidență o structură de interstratificație mixtă ordonată de tipul I—M = (10 + 26,8) Å, puternic umflată, montmorillonite puternic umflate la 24,4 ; 17,6 și 16 Å. Analiza chimico-spectrală (tab. 1) ilustrează dispariția liniilor spectrale caracteristice pentru Ca, Mg, Mn, Na, rămînînd prezent doar fierul, care pune în evidență o rețea cristalină a nontronitului (parametrii 24,5 ; 17,6 și 16 Å din difract. 4*f* din fig. 2) și rețeaua de interstratificare mixtă I—M =

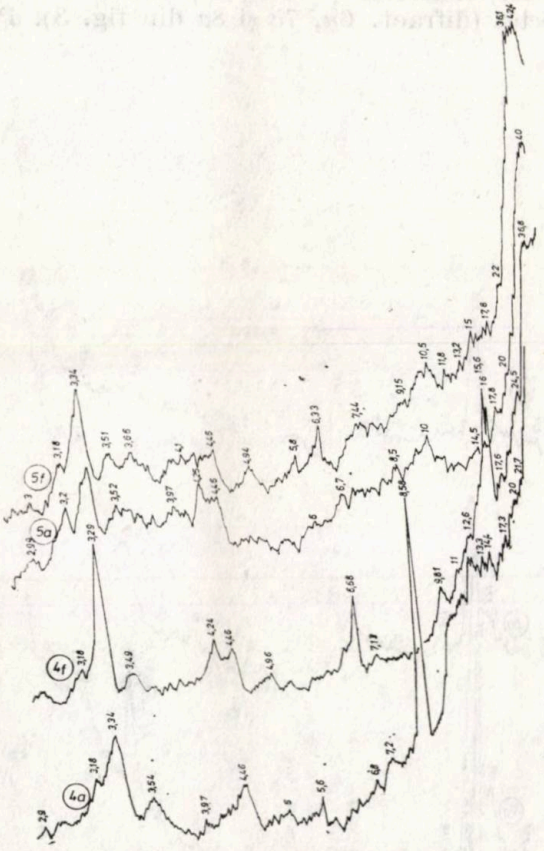


Fig. 2. Difractogramele de raze X pentru argilele „tratate" din cariera Aninoasa.

=(10+26,8) Å. Polaritatea acestor rețele este foarte accentuată, mai accentuată decît la produsele străine, apreciind după parametrul spectral $I_t - I_f$ (tab. 1) la toate elementele chimice analizate.

Proba 5, Aninoasa, prin „acidizare" pierde, de asemenea, ionii sch mbabili din rețelele polare, care, umflînd puternic, aduc primele plane bazale la 40 ; 37,7 și 20 Å (difract. 5*a* din fig. 2), situație confirmată și de reducerea parametrului spectral I_t—I_f pentru ionii schimbabili (tab. 1). Continuînd transformarea rețelelor polare în autoclavă (fig. 6), se ajunge la

prime plane bazale de 42,4 și 36,1 Å, la interstratificări și 22; 17,8 și 15 Å, la nontronit (difract. 5*f*). Illitul nu suferă transformări. Parametrul spectral $I_t - I_f$ pentru Ca, Na, Mn, V, Ni, Cr, B, Cu, Li dispare (tab. 1), punînd în evidență polaritatea crescută a rețelelor, iar valorile pentru Fe și Mg pun în evidență prezența nontronitului.

Probele 6, 7 și 8 de pe Valea Drăghici prezintă, în mare, aceleași transformări ale rețelelor cristaline în urma operațiilor de „acidizare și „fierbere".

„Acidizarea" probelor 6, 7 și 8 conduce la alterarea rețelelor cristaline ale montmorillonitelor, cloritelor și zeoliților, lăsînd illitul neafectat (difract. 6*a*, 7*a* și 8*a* din fig. 3). Prin

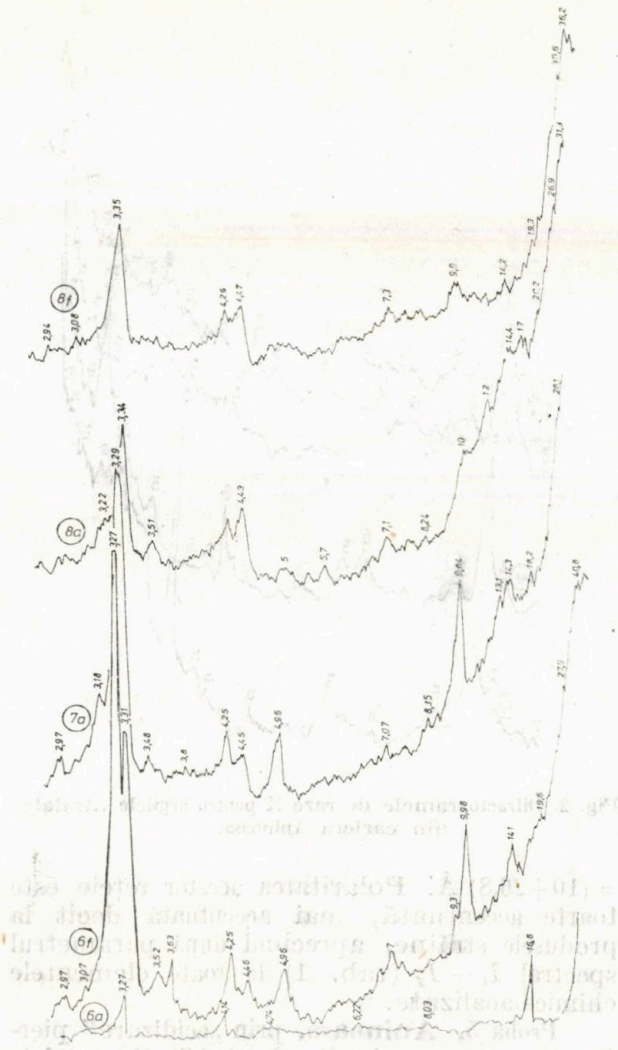


Fig. 3. Difractograme de raze X pentru argilele „tratate" de pe Valea Drăghici.

acidizare se eliberează o sare de Mg de forma $MgCl_2 \cdot 6H_2O$, sare ce are un domeniu mai larg de stabilitate și este solubilă în soluțiile apoase. Spălarea probei „acidizate" cu apă distilată la 80°C nu a reușit să îndepărteze, în totalitate, Mg din rețeaua cloritelor (tab. 1).

„Fierberea" probelor „acidizate" conduce la transformări mai adînci ale rețelelor polare. Intensa intervenție fizico-chimică a provocat transformări remarcabile, observabile din compararea difractogramelor probelor naturale [4] cu cele ale probelor „acidizate" și „fierte" (fig. 3), precum și din compararea mărimilor parametrului spectral $I_t - I_f$ din analiza chimico-spectrală (tab. 1).

Pentru a ilustra influența concentrațiilor ionice, proba 6 a fost „fiartă" în două reprize (fig. 5). Schimbul ionic apare atît de intens, încît experimentul a trebuit să fie întrerupt, deoarece, la 600 bar, siguranța instalației a cedat, înregistrîndu-se doar maximul de temperatură al reacției de schimb ionic (fig. 5*b*). Difractograma 6*f* arată transformări adînci în sistemul argilă. Cloritele fero-magneziene s-au transformat în paligorskit (3,27 Å).

Difractograma 8*f* a probei „fierte" pune în evidență umflarea rețelelor montmorillonitice de la 14,7 și 9,99 Å și a pachetelor montmorillonitice din interstratificările mixte I—M și C—M, puse în evidență de parametrii d/n de la 8,32 și 7,15 Å.

Probele 9, 10 și 11 de pe Valea Bughea au o comportare oarecum similară, în urma tratamentelor de „acidizare" și „fierbere".

Difractograma 9*a* din figura 7 arată dispariția dolomitului de la 2,89 Å, în urma tratării cu soluție de acid clorhidric.

Proba 10 „acidizată" prezintă transformări ale cloritului și umflarea montmorillonitelor cu $d/n = 22{,}5$; 17,6; 14,6; 12,4 Å, care în rețelele de interstratificație mixtă conduce la prime plane bazale de 37,7 și 29,8 Å (difract. 10*a* din fig. 7 și tab. 2).

„Fierberea" probei 10 conduce la accentuarea polarității rețelelor cristaline. Parametrul spectral $I_t - I_f$ (tab. 1) pentru Mg, Fe, Mn prezintă valori deosebit de reduse, iar pentru Ca, Na, V, Ni, Cr, Li a dispărut. Nontronitele sînt puternic umflate (23,4; 16,8; 15,2; 13,8 Å), de asemenea interstratificările I—M care prezintă prime plane bazale la 27,2 și 40,8 Å (difract. 10*f* din fig. 7).

Proba 12 de pe Valea Brătiei prin „acidizare" pierde calcitul (difract. 12*a* din fig. 8). Prin îndepărtarea intensă a ionilor schimbabili, montmorillonitele se transformă în nontronite cu parametrii $d/n = 24{,}6$; 19,4; 14,3 Å, care la interstratificările mixte conduc la prime plane bazale în jur de 40 Å. Illitul își păstrează rețeaua cristalină nealterată (parametrii d/n de la 9,9 și 3,32 Å).

„Fierberea" în autoclavă (fig. 6) a probei provoacă noi transformări fizico-chimice, împingînd rețelele de tip I—M la 36,8 Å, puternic saturate cu protonul $H_9O_4^+$ (fig. 8 și tab. 2).

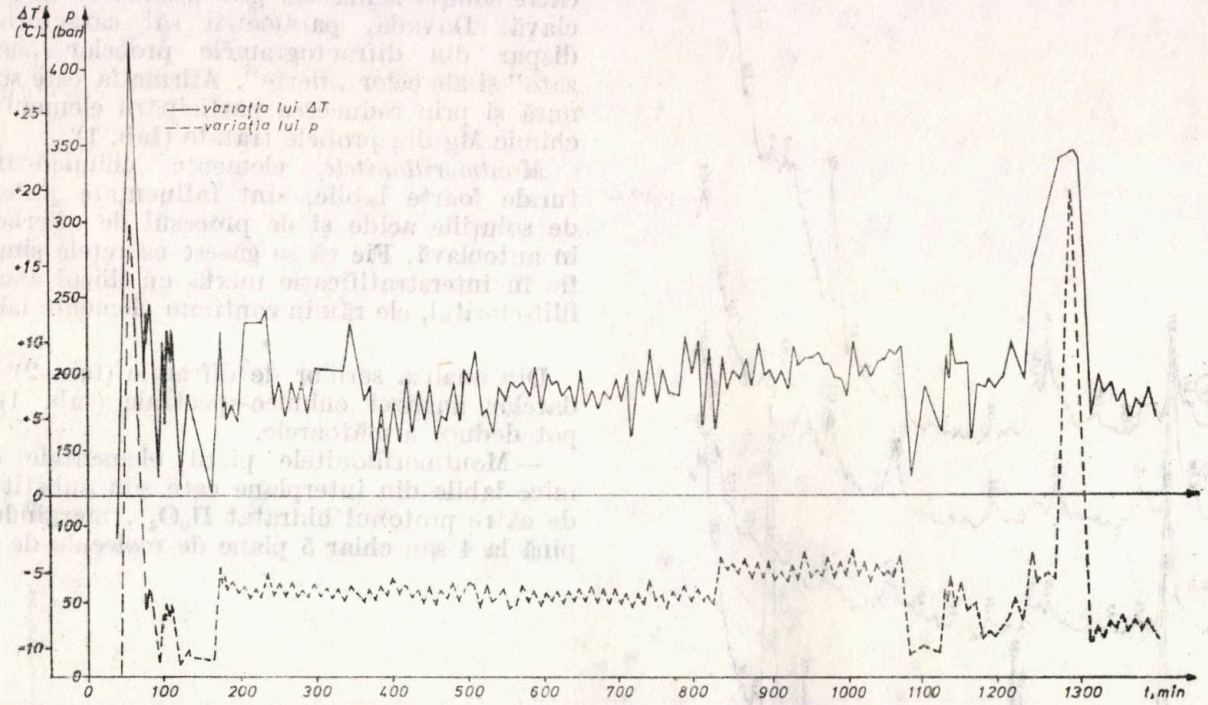


Fig. 4. Variația presiunii și temperaturii din autoclavă pentru proba Rugi.

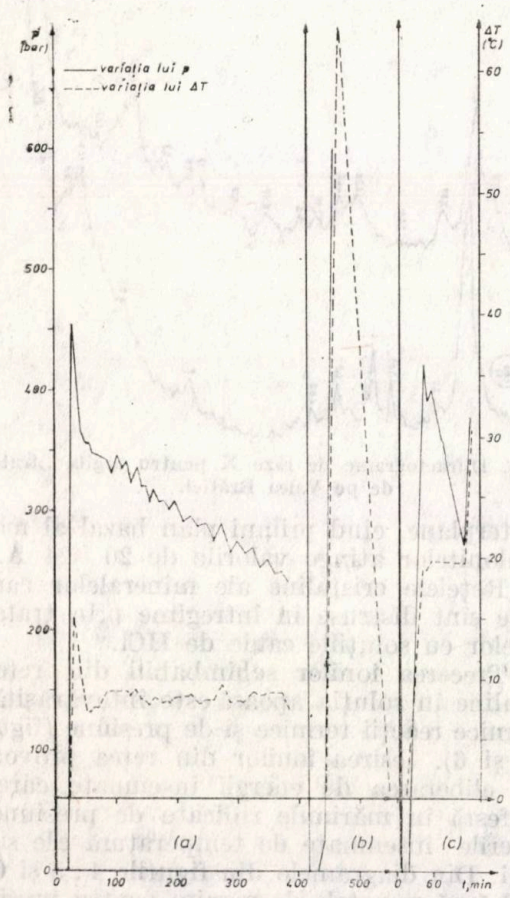


Fig. 5. Variația presiunii și temperaturii din autoclavă pentru probele 2 și 6.

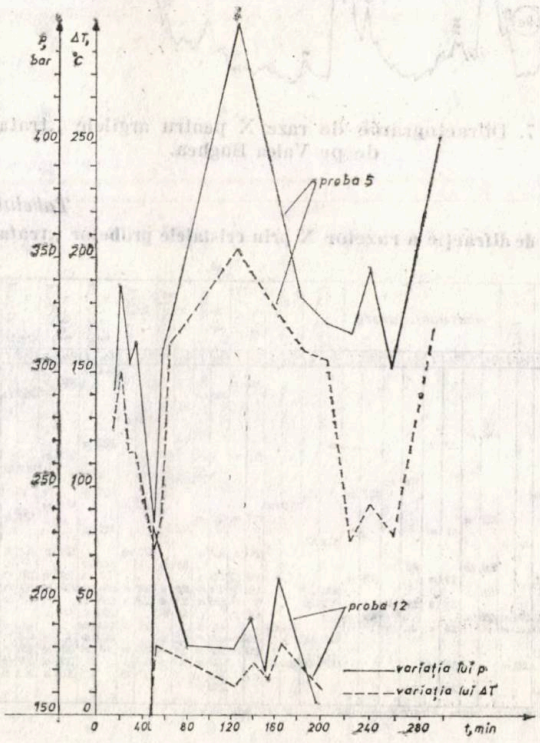


Fig. 6. Variația presiunii și temperaturii din autoclavă pentru probele 5 și 12.

În urma analizării difractogramelor de raze X din figurile 1 ; 2 ; 3 ; 7 ; 8 și a datelor analizei chimico-spectrale de emisie din tabelul 1, se pot trage următoarele concluzii cu caracter general.

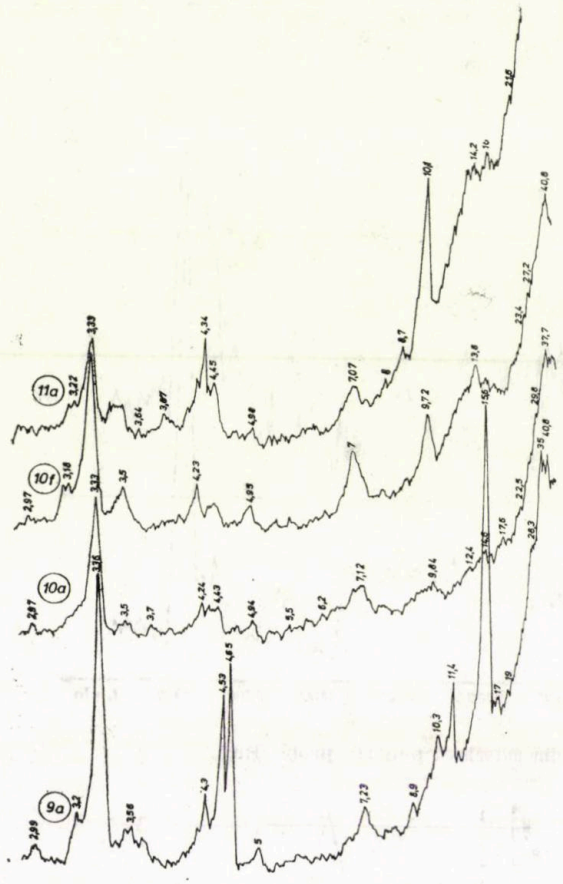


Fig. 7. Difractograme de raze X pentru argilele „tratate" de pe Valea Bughea.

Tabelul 2

Serii de difracţie a razelor X prin cristalele probelor „tratate"

Clorit		Illit		MONTMORILLONITĂ								Palygorskit		Ferrisilhit		C-M (14+2(,3) Å		I-M (10+26,8) Å		I-M (10+24) Å		I-M (10+17,9) Å		I-C-M (10+14+20,4) Å		I-C-M (10+14+15,4) Å		I-C-M (10+14+12,4) Å	
d/n	I	d/n	I	d/n	I	d/n	I	d/n	I	d/n	I	d/n	I	d/n	I	d/n	I	d/n	I	d/n	I	d/n	I	d/n	I	d/n	I	d/n	I
																36,3	p	36,8	p	34	p					44,4	p	38,4	p	36,4	fp
				24,4	p			22	p							10,7	m	18,4	m	12,6	m	27,9	p			22,2	p	10,7	m	18,2	p
14	60									17,6	fp	14,7	p											14,8	m				
				12,2	m			11	m					13,5	100	12,7	m	12,3	m	11,4	fp	13,9	p	11,1	p	13,2	m	12,1	fs
		10	p									10,2	100			9,57	p	9,2	s	8,5	m	9,3	m	8,88	p	9,8	p	9,1	s
7	100			8,13	fp	7,3	m	8,8	m	7,36	m	6,44	20			7,66	fp	7,36	s	6,8	s	6,97	s	7,9	fs	7,9	m	7,35	fp
				6,1	s							5,3	70			6,38	s	6,13	m	6,0	s	6,34	m	6,34	m	6,6	m	6,1	fs
						5,5	s	5,69	s							5,47	m	5,25	s	5,6	s	5,56	s	5,55	s			5,2	s
4,8	30	4,95	m	4,88	s					4,9	m					4,78	s			4,8	m			4,93	s	4,9	s		
4,6	30	4,44	m			4,4	s	4,4	p			4,3	30	4,44	60			4,6	s			4,55	s	4,44	m			4,5	p
																4,25	s	4,09	m	4,25	s			4,03	m	4	m	4,04	m
3,6	50															3,83	m	3,58	m	3,8	m	3,98	m	3,7	m	3,6	m	3,64	m
		3,42	m			3,52	s					3,25	100	3,54	40			3,33	m	3,47	m	3,47	s			3,3	m	3,31	fp
																		3,05	p			3,1	m			3,02	s	3,03	m
2,87	10			2,89	m	2,94	s											2,58	m										

p-puternic, fp-foarte puternic, m-mediu, s-slab, fs-foarte slab.

Illitul, ca element chimico-structural stabil, nu este influenţat nici de soluţiile acide şi nici de „fierberea" cu apă distilată în autoclavă. Dovadă stă faptul că parametrii lui fundamentali rămîn nemodificaţi atît în difractogramele probelor „acidizate", cît şi ale celor „fierte".

Cloritele care umflă sînt elemente chimico-structurale labile care sînt uşor distruse de către soluţia acidă sau prin „fierbere" în autoclavă. Dovadă, parametrii săi caracteristici dispar din difractogramele probelor „acidizate" şi ale celor „fierte". Afirmaţia este susţinută şi prin reducerea participării elementului chimic Mg din probele tratate (tab. 1).

Montmorillonitele, elemente chimico-structurale foarte labile, sînt influenţate puternic de soluţiile acide şi de procesul de „fierbere" în autoclavă. Fie că se găsesc ca reţele simple, fie în interstratificaţie mixtă cu illitul sau cu illit-cloritul, ele rămîn continuu elemente labile.

*

Din analiza seriilor de difracţie (tab. 2) şi a datelor analizei chimico-spectrale (tab. 1) se pot deduce următoarele.

— Montmorillonitele pierd elementele chimice labile din interplane care sînt substituite de către protonul hidratat H_9O_4 , mergîndu-se pînă la 4 sau chiar 5 plane de molecule de apă

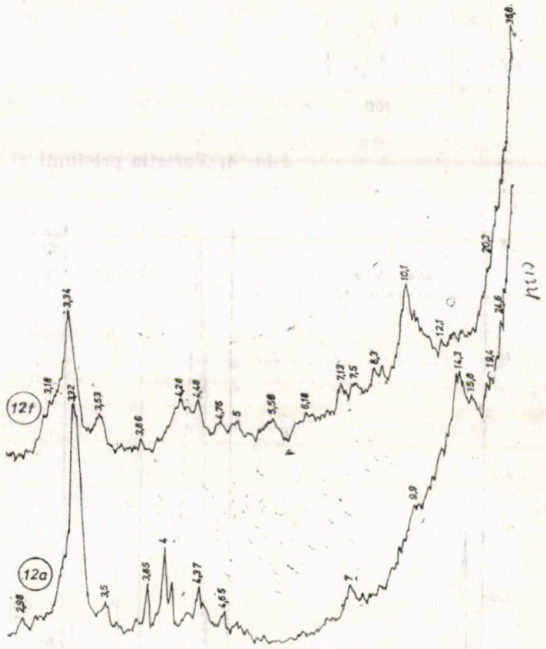


Fig. 8. Difractograme de raze X pentru argila „tratată" de pe Valea Brătiei.

în interplane, cînd primul plan bazal al montmorillonitelor atinge valorile de 20—24 Å.

— Reţelele cristaline ale mineralelor carbonatice sînt distruse în întregime prin tratarea probelor cu soluţiile calde de HCl.

— Trecerea ionilor schimbabili din reţelele cristaline în soluţia apoasă este întovărăşită de puternice reacţii termice şi de presiune (figurile 4 ; 5 şi 6). Ieşirea ionilor din reţea provoacă, deci, eliberarea de energii însemnate care se manifestă în mărimile ridicate de presiune şi creşterile însemnate de temperatură ale sistemului. Din diagramele din figurile 4 ; 5 şi 6 se observă că punctele de maxim pentru presiune apar concomitent cu punctele de maxim pentru temperatură.

— Prezența a două maxime în diagramele din figura 4 se pot explica astfel [7; 8]: prima reacție corespunde substituirii ionilor schimbabili din interplanele montmorillonitelor și pătrunderii în rețea a deosebit de activului proton hidratat $H_9O_4^+$. Continuînd să venim cu aport de căldură din exterior, menținînd temperatura constantă pe peretele exterior al autoclavei, după o perioadă de timp intervine și cea de-a doua reacție de schimb ionic, care se pare că afectează rețeaua cloritelor cînd stratul brucitic este distrus și cînd ruperea legăturilor provoacă o reacție cu cedare de căldură, care duce la creșterea temperaturii și a presiunii în autoclavă (fig. 4).

— Difractogramele din figurile 1; 2; 3; 7; 8 pun în evidență rețele de interstratificație mixtă cu rețele montmorillonitice puternic umflate, ajungînd cu primul plan bazal la 24 Å. Că din rețelele montmorillonitelor au plecat ionii schimbabili și că s-a influențat stratul brucitic se poate demonstra prin mărimile parametrului spectral $I_t - I_f$, al elementelor chimice din tabelul 1. Astfel parametrul $I_t - I_f$ pentru Mg s-a redus mult față de probele naturale [4], iar la probele 4 și 8 „fierte" a devenit zero, ilustrînd influența asupra stratului brucitic. De altfel și alte elemente chimice din tabelul 1 își reduc simțitor participarea, fapt ce resubliniază afirmațiile anterioare.

Paralelizînd analizele chimico-structurale ale produselor străine *A* și *B* [4], pe de-o parte, și a probelor de argilă supuse prelucrării fizico-chimice în maniera arătată în lucrarea [5] (fig. 1—8 și tab. 1 și 2), pe de altă parte, se poate afirma că probele prelucrate fizico-chimic se apropie din punct de vedere chimico-mineralogic de cele două produse străine *A* și *B*. Prin urmare, se poate trage concluzia că utilizînd metodologia prezentată de actuala cercetare [5] se pot obține suporți minerali adecvați fluidelor de foraj emulsie inversă din argile românești, cu mențiunea că prelucrarea fizico-chimică a acestor argile la scară industrială va pune, desigur, probleme cu mult mai complexe decît simularea în laborator.

Bibliografie

[1] Agarwal, K. B. *The x-ray spectroscopy.* Springer Verlag, Berlin, New York, 1979.

[2] Ahrens, L. H., Taylor, S. R. *Spectrochemical analysis.* Addison-Wesley Publ. Co., London, 1961.

[3] Nistor, I. *Posibilitatea obținerii de suporți minerali pentru noroaiele de foraj tip emulsie inversă din argile românești.* (Proiect de diplomă), I.P.G. Ploiești, 1976.

[4] Nistor, I. *Cercetări privind posibiliatea obținerii de suporți minerali pentru fluidele de foraj tip emulsie inversă, din argile românești* (I). Mine, Petrol și Gaze, **38**, nr. 1, 1987.

[5] Nistor, I. *Cercetări privind posibilitatea obținerii de suporți minerali pentru noroaiele de foraj tip emulsie inversă, din argile românești* (II). Mine, Petrol și Gaze, **38**, nr. 1987.

[6] Pârcălăbescu, D. I. *Analiza spectrală semicantitativă a mediului solid al unor zăcăminte de țiței din România.* Petrol și Gaze, **18**, nr. 11, 1967.

[7] Pârcălăbescu, D. I. *Schimbul ionic între mineralele argiloase prezente în unele structuri gazeifere și fluidele cu care vin în contact.* Buletinul I.P.G., vol. XXVIII, București, 1972.

[8] Pârcălăbescu, D. I., Strugaru, A. *Cercetări privind schimbul ionic în condiții de zăcămînt între mineralele argiloase și fluidele cu care le contactăm în procesul de foraj și de extracție.* I.P.G.G., București, 1972.

[9] Pârcălăbescu, D. I., Strugaru, A., Nistor, I. *Cercetări de laborator pentru îmbunătățirea produselor tip bentonă necesare elaborării fluidelor de foraj îmbunătățite — tip emulsie inversă, folosind argilele din România.* I.P.G. Ploiești, 1976.

[10] Samoilov, O. *Struktura vodnîh rastvorov elektrolitov i gidratația ionov.* Izdatelstvo Akademii nauk, Moskva, 1957.

[11] * * * *The X-ray identification an crystal structures of clay minerals.* Mineralogical Society, London, 1961.

[12] Thorez, J. *Practica identification of clay minerals.* Ed. Lelotte, Belgique, 1976.

Spumele preformate ca fluide de circulație în sonde

M. Gheorghițoiu
Ana Dincă
Institutul de Petrol și Gaze Ploiești

Noțiuni generale

În general, prin spumă se înțelege o aglomerare de bule de gaz separate una de alta prin filme subțiri de lichid.

Din punctul de vedere al mărimii bulelor, aceste sisteme sînt foarte eterogene, bulele macroscopice fiind cuprinse într-o masă de bule microscopice. Datorită suprafeței specifice foarte mari dintre cele două faze — suprafață pe care se manifestă forțe de interacțiune de natură complexă (moleculară, capilară, gravitațională, electrostatică etc.) — aceste sisteme prezintă un caracter preponderent coloidal. Acest fapt se manifestă printr-o mișcare fizică permanentă ce realizează scurgerea lichidului din peliculele ce înconjoară bulele, schimbarea formei și dimensiunii bulelor prin dispersare sau coalescență.

Prepararea unui astfel de sistem se face prin dispersare sau prin condensare (aglomerare).

— *Metodele de dispersie* implică prezența în anumite cantități a viitoarelor faze, dispersă și continuă (respectiv gaz și lichid), urmînd ca viitoarea fază discontinuă să fie dispersată în

faza continuă printr-un procedeu oarecare (ex.: formarea spumei de ras).

— *Metodele de condensare* pornesc de la faptul că viitoarea fază discontinuă se găsește sub formă de solut (ioni sau molecule dizolvate în faza continuă), iar prin procedeele de preparare moleculele sau ionii se unesc în agregate mai mari (ex.: formarea spumei de bere, sifon).

Metodele cele mai folosite pentru prepararea spumelor sînt cele din prima categorie (de dispersie).

Pentru ca aceste sisteme să fie stabile în timp, este necesară prezența celui de-al treilea component — spumantul — cu rolul de reducător al tensiunii interfaciale, în vederea înlesnirii formării spumei, și de formare a unor membrane protectoare la interfață, în vederea stabilizării ei.

Acțiunea de reducere a tensiunii superficiale la interfața gaz-lichid de către spumant se datorește adsorbției orientate a moleculelor cu grupele hidrofile spre lichid (dacă acesta este o soluție apoasă a spumantului) și cu lanțul hidrocarbonat spre gaz (aer) (fig. 1 [1]). Dacă în masa de lichid se află aer, acesta se dispersează sub formă de bule (fig. 2), la interfața aer-lichid, formîndu-se straturi de adsorbție după același principiu. Dacă bula se ridică în lichid străpungînd suprafața acestuia, antrenează o parte de lichid sub formă de peliculă, care va avea la interfața cu aerul de deasupra un strat de molecule de spumant. Bula va fi separată de aer printr-o peliculă formată din două strate de molecule de spumant, despărțite între ele de un film de lichid (fig. 2). Lichidul se va scurge din acest film sub influența forțelor gravitațională și capilară, pelicula protectoare a bulei subțiindu-se pînă la minimul de două strate de molecule de solvent și moleculele de apă fixate la grupările hidrofile ale acestora.

Fig. 1. Schema orientării moleculelor de spumant la interfața lichid-aer.

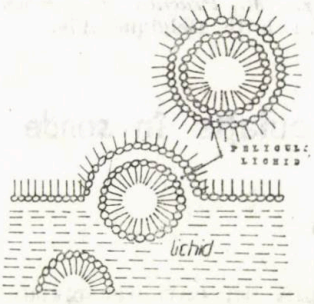


Fig. 2. Schema formării spumelor prin insuflarea de aer în soluția unui agent de suprafață.

Eficiența acestor spumanți se reflectă, în principal, prin următoarele caracteristici (ce se măsoară în condițiile stabilite de anumite normative, cum ar fi la noi „STAS 5780-80").

1. P u t e r e a d e s p u m a r e P_{sp} reprezintă, conform STAS-ului de mai sus, cantitatea de spumă formată după 30 secunde, 3 și 5 minute de la oprirea curgerii soluției, exprimată în cm^3. Poate fi înlocuită cu c o e f i c i e n t u l d e e x p a n s i u n e, ce reprezintă raportul dintre volumul de spumă formată și volumul de soluție folosită, și se măsoară prin umplerea cu spumă a unor recipienți de 1—200 l și cîntărirea

Tabelul 1

Coeficient expansiune	Valoare coeficient expansiune	Tip spumă
Mic	2—20	grea
Mediu	21—200	medie
Înalt (mare)	200—1000 (1250)	ușoară

lor în vederea stabilirii volumului soluției. Valoarea coeficientului de expansiune depinde de aparatura și condițiile de lucru folosite la prepararea spumei. Funcție de valoarea lui, spumele se pot divide conform tabelului 1.

2. S t a b i l i t a t e a s p u m e i S_{sp} este dată de raportul dintre volumul spumei după un anumit timp de repaus V_t și volumul inițial V_0 de spumă citit la 30 s de la preparare:

$$S_{sp} = V_t/V_0.$$

Principalii factori care determină stabilitatea spumei (după Davies și Rideal, 1963) sînt [2; 3]:

— drenajul (sau scurgerea) lichidului din interiorul fiecărei pelicule;
— difuziunea gazului;
— repulsia electrostatică;
— viscozitatea peliculei;
— elasticitatea ei superficială.

Primii doi factori enumerați acționează în sensul spargerii spumei, iar ultimii trei în sensul stabilizării ei.

În timp, datorită acțiunii primilor doi factori (are loc o trecere a gazului prin difuzie din bulele mai mici în cele mai mari), bulele își modifică dimensiunile — cele mici devin mai mici (în ele gazul se află la o presiune mai mare [1]), iar cele mari, mai mari. În figura 3 este prezentat acest fenomen. Numărul curbelor reprezintă timpul de la prepararea spumei; în ordonată este prezentată suprafața acestora, iar în abscisă—diametrul lor.

Spumanții folosiți la prepararea spumelor se obțin, în principiu, pe bază de agenți de suprafață stabilizatori de spumă, hidrotropi, inhibitori de coroziune [3 ; 4].

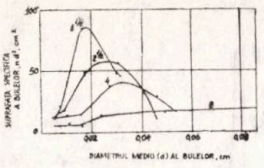


Fig. 3. Diagrama curbelor ce reprezintă vîrsta spumei în minute.

Spumanții pe bază de agenți de suprafață (denumiți „sintetici") pot uneori conține și adaosuri de agenți de suprafață, perfluorurați, care duc la creșterea mobilității spumei (scăderea viscozității, micșorarea contaminării cu lichide străine).

Același spumant poate conduce, în condiții adecvate de lucru (concentrație, temperatură), la obținerea unor spume grele, medii, înalte (ușoare).

Ca agenți de suprafață, se utilizează cu precădere agenți de tip anionic, ca de exemplu :

— alchilarilsulfonat sare de sodiu (AASNa) ;

— alcooli C_{12-14} sulfatați sare de sodiu (AGSNa) ;

— eter sulfați (de alcooli sau fenoli) (ES) ;

— liniar alchilbenzen sulfonat sare de sodiu (LABSNa).

În general, proprietățile de spumare cresc pînă la o anumită concentrație, cînd se atinge un grad de saturare, peste care nu se mai justifică mărirea în continuare a conținutului de agenți de suprafață.

În general, concentrațiile de lucru ale soluției spumante depind de gradul (coeficientul) de expansiune necesar, ca în tabelul 2.

Tabelul 2

Spumă grea	concentrația = =3—5%	coeficient expansiune =2—20
Spumă medie	concentrația = =2—4%	coeficient expansiune =21—200
Spumă ușoară	concentrația = =1—3%	coeficient expansiune =200—1000

Cercetările au arătat că stabilitatea spumelor poate fi mărită prin introducerea unor cantități mici de aditivi (stabilizatori) care, singuri, nu formează spume.

Stabilizatorii au fost clasificați, după principiul funcționării lor, astfel [1] :

— cu efect îngroșător, adică măresc viscozitatea soluției spumante, ceea ce reduce viteza de deshidratare a spumei ;

— cu participare la construirea stratelor de adsorbție ;

— cu formarea în soluție a unei structuri ale cărei elemente trec în peliculele spumei, împiedicînd deshidratarea ei ;

— cu efect selectiv, mărind astfel stabilitatea spumei, datorită acțiunii simultane a diferiților factori.

Felul și concentrația stabilizatorului trebuie să fie stabilite cu precizie în raport cu concentrația și tipul agentului de suprafață din spumant. În cazul supradozării stabilizatorului, nu se mai obține o spumare corectă, iar în cazul subdozării lui, stabilitatea spumei scade.

Ca inhibitori de coroziune se pot utiliza produse de tipul hexametafosfat de sodiu, vanadat de sodiu, tetraborat de sodiu, molibdat de amoniu, cromat de ciclohexilamină, benzotriazel etc. Cîteva exemple din literatură de produse spumante cu coeficient mediu și/sau înalt de expansiune, fără conținut de agenți de suprafață perfluorurați, sînt trecute în tabelul 3.

Tabelul 3

Tip de agent de suprafață	Stabilizator	Alte adaosuri
AASNa, AGSNa, ES etc.	proteine, gume vegetale, CMC, alginați etc.	solvenți (etanol, glicol)
Agent de suprafață	alcool lauric dodecilamidă	solvent (dioxan, etilen-glicol, uree, tiouree)
Agent de suprafață	coloizi sintetici și naturali	aditivi de conservare și inhibitori de coroziune
Agenți anionici și neionici	polimeri solubili în apă	polielectroliți
Agenți de suprafață	poliacrilamidă	
Agenți de suprafață	CMC sau gume solubile în apă	
Agenți de suprafață	1—10% silice fin dispersate	

Spume preformate

Spumele destinate folosirii ca fluide de circulație în sonde se prepară la suprafață, înainte de a fi introduse în sondă, iar după evacuarea lor din sondă nu mai sînt recirculate. Acestea fac parte din categoria spumelor grele și medii, avînd un coeficient de expansiune cuprins între 3 și 100.

De obicei, pentru prepararea lor se folosesc [5] :

• ca fază continuă : apă, apă de mare, apă de zăcămînt, soluții de săruri la diferite concentrații, noroaie ușoare cu concentrație mică în solide etc. ;

• ca fază dispersă : aer, azot, gaze de sondă etc. ;

• ca spumanți : substanțe ionice sau neionice de tipul detergenților (tab. 1) ;

• ca stabilizant (aceștia pot fi incluși în spumant sau pot fi omiși) : substanțe macromoleculare cu proprietăți tensioactive solubile în faza continuă, cum sînt carboxil-metil-celuloza (CMC) și poliacrilamida (PAA), sau substanțe solide de dimensiuni coloidale, cum sînt bentonita, silicea etc. ;

• ca generatoare de spumă : tub venturi, țevi concentrice de diametre diferite, medii poroase etc.

Proprietățile spumelor preformate

În principal, pentru prepararea spumei se dizolvă spumantul, eventual stabilizantul, în faza continuă, soluția obținută fiind apoi pompată prin generatorul de spumă în care se amestecă cu gazul — care este introdus în generator concomitent cu soluția ; la ieșirea din generator, spuma are aspectul clăbucului de bărbierit.

În principal, proprietățile spumelor depind de tehnologia folosită la preparare. Vom prezenta pe scurt principalele proprietăți care reflectă capacitatea spumelor de a fi folosite ca fluide de circulație în sonde. Prezentarea lor se va face prin prisma celei mai importante dintre proprietățile spumelor preformate — proprietate care le influențează și pe celelalte și este intitulată fracția volumică de lichid [6].

Fracția volumică de lichid sau *FVL*, cum o vom denumi de aici înainte, reprezintă valoarea raportului dintre volumul de lichid folosit la preparare și volumul spumei formate la presiunea și temperatura date.

$$FVL = \frac{VL}{VL + VG(P, T)},$$

unde :

VL este volumul de lichid ;

VG — volumul de gaz la presiunea și temperatura preparării.

Practic, valorile *FVL* sînt cuprinse între 0,02 și 0,5 pentru condiții de sondă, iar pentru condiții de suprafață între 0,02 și 0,16.

Această proprietate influențează foarte mult capacitatea spumei de a ridica particule solide — prin modificările pe care le provoacă în structura, deci și în rezistența mecanică a sistemului. În acest sens, figura 4 (Bayer) reprezintă variația capacității de ridicare a spumei, la două viteze ascensionale, funcție de valoarea *FVL*. Capacitatea de ridicare a spumei crește (conform figurii) de la capacitatea de ridicare a apei sau soluțiilor de detergenți — cînd *FVL* este aproape 1 —, la o valoare maximă — cînd *FVL* este aproximativ 0,02, după care scade brusc la valori ale *FVL* mai mici de 0,02, deoarece, pentru condițiile experimentale respective, curgerea devine discontinuă, dopuri de spumă alternînd cu dopuri de gaz.

Structura spumelor este caracterizată printr-un grad înalt de dispersie a gazului, chiar dacă dimensiunile bulelor variază în limite

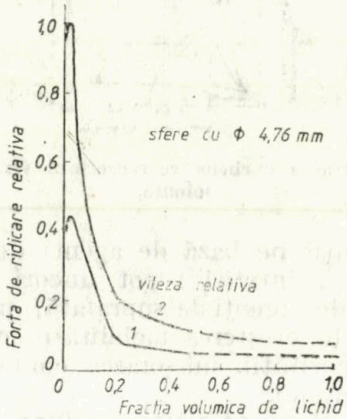


Fig. 4. Forța de ridicare a spumei în funcție de fracția volumică de lichid.

largi, și forma destul de eterogenă a bulelor, de la sfere, în cazul valorilor mari ale *FVL*, la poliedre, în cazul unor *FVL* mai mici de 0,25.

Această structură poliedrică a bulelor favorizează creșterea capacității de transport a spumelor, datorată rezistenței mecanice sporite a peliculelor și a sistemului astfel structurat. Structura poliedrică se datorește, în principal, naturii forțelor care se manifestă în acest sistem. Chiar dacă la suprafața lui forțele gravitaționale acționează preponderent, în interiorul său fazele sînt astfel distribuite, în urma consumului de energie pentru preparare și transport, încît forțele ce se manifestă cu o pondere mai mare sînt cele de natură capilară. Acțiunea lor induce presiuni diferite la care sînt supuse fazele în contact (gazul în bule la presiunea p, lichidul în peliculă protectoare la presiunea $p_1 \leqslant p$, iar lichidul din zonele de întîlnire a mai multor bule la presiunea $p_2 < p_1$ — deci este lichid subpresat (fig. 5 [1]) — presiuni care vor favoriza mișcarea și distrugerea sistemului.

După părerea cercetătorilor (Plateau, Desch, Bickerman), nu se pot uni de-a lungul unei axe decît trei pelicule separatoare, care vor forma între ele unghiuri diedre de 120° (fig. 5). Contactul dintre ele se va face prin intermediul

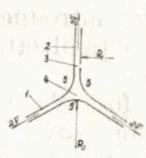


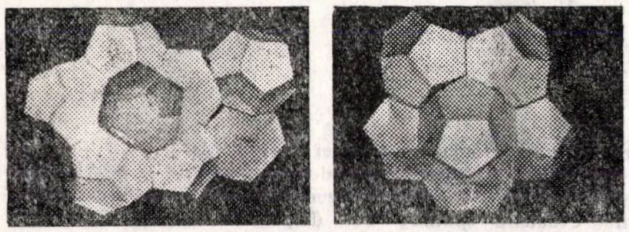
Fig. 5. Trei pelicule de spumă formînd unghiuri de 120° una cu alta în plan :
1 — peliculă ; *2* — strat de molecule de spumă ; *3* — lichid la presiunea p_1 ; *4* — lichid subpresat la presiunea p ; *5* — gaz la presiunea p.

unei coloane de lichid subpresat (presiunea p_2) în formă de prismă triunghiulară cu înălțimea foarte mare. Într-un punct se pot întîlni axele a patru prisme de lichid subpresat dispuse spațial, care vor forma între ele unghiuri de 109°, ca liniile ce unesc centrul cu vîrfurile unui tetraedru regulat sau ca valențele unui atom de carbon (fig. 6). După Desch, forma cea mai probabilă a bulelor de spumă este cea a dode-

Fig. 6. Unirea a patru coloane (linii) de contact dintre peliculele de lichid separatoare.

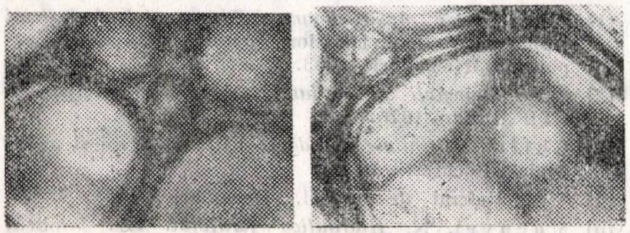
caedrilor pentagonali — poliedru regulat mărginit de douăsprezece pentagoane regulate —, deoarece aceste corpuri pot să umple perfect spațiul, îndeplinind condiția ca fețele lor să se unească în unghiuri diedre de 120°, iar muchiile concurente să formeze unghiuri de 109°.

În figura 7 prezentăm cîteva aranjamente din astfel de poliedre de dimensiuni egale, ca să se poată realiza umplerea perfectă a spațiului dintre ele. În figura 8 redăm cîteva fotografii obținute la microscop la o mărire de × 750 și



a) *b)*

Fig. 7. Aranjamente de dodecaedri pentagonali



a) *b)*

Fig. 8. Bule de spumă deformate × 600 *a* și bule de spumă deformate × 750 *b*.

× 600 pentru unele spume. Se pot observa în ele forma sferică a bulelor — în cazul spumelor cu FVL mare — ca și forma poliedrică a acestora — se observă și fețe pentagonale — în cazul spumelor cu FVL suficient de mic (sub 0,15). Această deformare a bulelor de la forma sferică se întîlnește după Ostwald W. [12] numai cînd faza gazoasă depășește 90% din sistem. Fenomenul respectiv este comun și sistemelor coloidale lichide, la care faza dispersă depășește 74% din sistem.

Proprietățile reologice sau de curgere sînt influențate de interacțiunea dintre moleculele fazei continue, ca și interacțiunea dintre fazele în mișcare — influențată la rîndul ei de concentrația în fază dispersă, forma particulelor fazei disperse, reactivitatea suprafețelor acestor particule; deci aceste proprietăți sînt influențate foarte mult de valoarea FVL. Astfel, pentru valori ale FVL mai mari de 0,45—0,5 (fig. 9 și 10 după Mitchell [8], modificată), bulele se găsesc sub formă sferică, sînt disperse, nu interacționează permanent, iar spuma prezintă în consecință proprietăți de curgere asemănătoare fluidelor newtoniene; pentru valori ale FVL cuprinse între 0,45 și 0,2, bulele interferează între ele prin forțele de atracție sau repulsie manifestate între suprafețele pelicu-

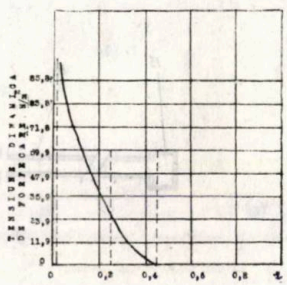


Fig. 9. Variația tensiunii dinamice de forfecare cu fracție volumică de lichid (după Mitchell).

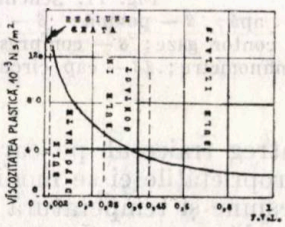


Fig. 10. Variația viscozității cu fracție volumică de lichid (după Mitchell).

lelor separatoare ale bulelor, iar sistemul prezintă tensiune de prag, comportarea lui fiind considerată binghamiană; pentru valori ale FVL cuprinse între 0,2 și 0,02, bulele se deformează — forma lor fiind poliedrică — tensiunea de prag, ca și viscozitatea plastică prezintă valori mult mai mari, comportarea fiind tot binghamiană.

Viscozitatea aparentă a spumelor este mare în comparație cu a soluțiilor lichide, cu valori între 50 și 300 mN·S/m², iar tensiunea statică de forfecare, care reflectă rezistența mecanică a sistemului, este cuprinsă între 10 și 150 N/m².

Posibilitatea de folosire a spumelor la diferite operații în sondă (forarea stratelor productive depletate, traversarea zonelor de pierdere, de-

nisiparea sondelor) este funcție de valorile acestor proprietăți ale lor care le fac apte pentru evacuarea detritusului, a apei, a nisipului, pentru menținerea în suspensie a detritusului, pentru exercitarea unei presiuni în spațiul inelar, respectiv pe talpa sondei etc.

Pentru ca spuma să poată fi folosită la operațiile de evacuare a diferitelor particule solide din sondă, trebuie să-și păstreze structura de

ductiv). Pentru a se putea realiza lucrările cu spumă în sonde, sînt necesare folosirea unor componente adecvate ale sistemului de circulație, cum ar fi supapele de reținere plasate pe împingere și în garnitura de prăjini sau țevi de extracție, prevenitor rotativ, conductă de evacuare a spumei, ca și completarea instalației cu elemente strict necesare redate în schema din figura 11.

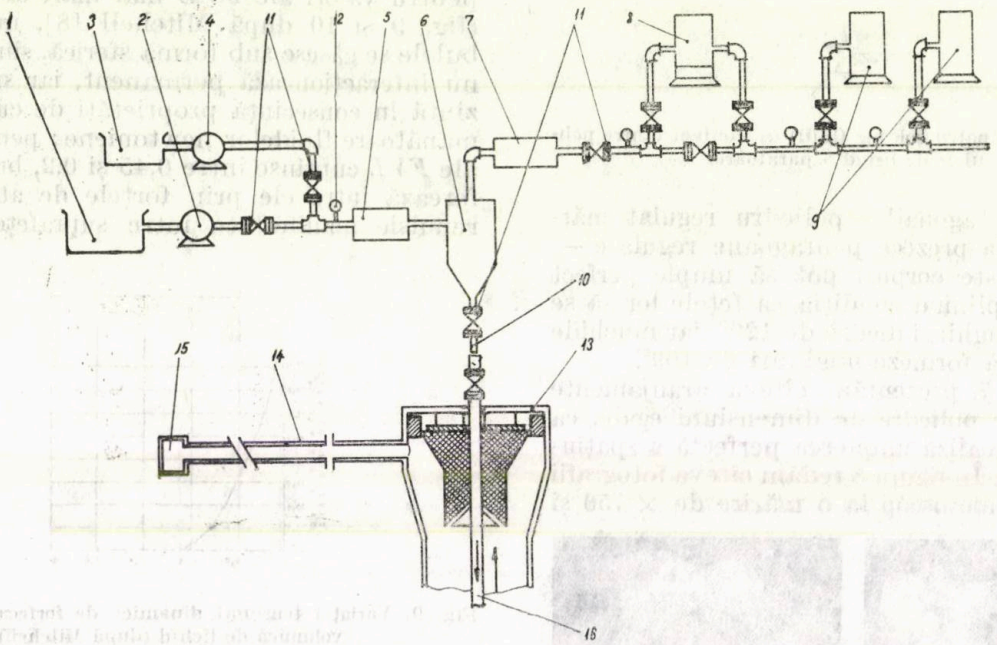


Fig. 11. Schema unei instalații de preparare și circulare a spumei:
1 — rezervor apă; *2* — pompă; *3* — rezervor spumant; *4* — pompă dozatoare; *5* — debitmetru; *6* — generator spumă; *7* — contor gaze; *8* — compresor înaltă presiune; *9* — compresoare; *10* — împingere sondă; *11* — ventile, canale; *12* — manometru; *13* — cap circulație rotativ; *14* — linie evacuare spumă; *15* — dispozitiv inițiere flacără; *16* — prăjină antrenare (tubing).

spumă pe întreg traiectul pe care îl urmează chiar dacă proprietățile ei se modifică, în condițiile de presiune și temperatură mai ridicate întîlnite în sondă, ca urmare a compresibilității ei. Dacă în unele din punctele traiectului său, spuma se transformă în ceață sau în dopuri de lichid, capacitatea de transport a particulelor solide este foarte mult redusă. Capacitatea de transport a spumei scade brusc — după cum s-a arătat anterior — și în cazul formării de dopuri de aer (la valori ale *FVL* mai mici de 0,02). O bună capacitate de transport se păstrează prin asigurarea în condiții de suprafață a unor valori ale fracției volumice de lichid cuprinse între 0,02 și 0,16 [9].

O spumă de bună calitate necesită pentru o evacuare perfectă a sondei viteze de două ori mai mici în spațiul inelar decît fluidele convenționale de foraj.

Folosirea spumelor ca fluide de lucru la sonde se poate face complementar cu realizarea unui program de construcție adecvat (cum ar fi tubarea unei coloane în acoperișul stratului pro-

Bibliografie

[1] Bikerman, J. J. *Foams: Theory and Industrial Applications.* Book Division, Reinold, Publishing Corporation, New York, 1953.

[2] * * * *Spumanți și mușanți.* Al zecelea simpozion CTIF, Berlin, 1976.

[3] Chifu, E. *Chimie coloidală.* Ed. didactică și pedagogică, București, 1969.

[4] * * * Referat de lucrări, Decembrie, 1983, M.I.C.

[5] Macovei, N. *Hidraulica forajului.* Ed. tehnică, București, 1983.

[6] Bayer, A. H., Millhone, R. S. *Flow Behaviour of Foam as Well Circulating Fluid,* SPE 3986, 1972

[7] Bikerman, J. J. *Surface Chemistry for Industria. Research.* New York, Academic Press, 1947.

[8] Mitchel, B. J., Krug, A. J. *Charts help find volume pressure needed for foam drilling,* O.G.J., February 7, 1972.

[9] Lincicome, J. D. *Using foam to drill deep, unde pressured zones.* W. O., February, 1, 1984.

[10] Perry, J. M., Ind. eng. Chem., 48, 1956, p. 2021.

[11] Gilepsie, L. R., Maio, D. *Hydrocarbon Praessing.* 1977, p. 111.

[12] Dimonie, M. ș.a., *Poliacrilamida.* Ed. tehnică, București, 1986.

CUSINIAL—7-Sn-M—un aliaj de antifricțiune, bun înlocuitor al materialului lagărelor de la motocompresoarele de gaze

Ing. C. Șerban
Întreprinderea de reparat motoare grele și instalații petroliere Poiana Cîmpina

Motocompresoarele utilizate în stațiile de compresoare pentru comprimarea și transportul gazelor naturale au fost importate cu mulți ani în urmă. Menținerea acestor utilaje în perfectă stare de funcțiune reprezintă o cerință de prim ordin a întreprinderilor care exploatează aceste mașini. În acest context, în cadrul întreprinderii noastre, am cercetat și realizat un material de înlocuire a cuzineților palier și cuzineților bielă motor și compresor.

După cum îl arată denumirea prescurtată CUSINIAL—7-Sn-M, produsul este un aliaj în a cărui componență întîlnim, în procente stabilite, elemente ca : Al, Cu, Si, Ni, Sn, precum și Mg și Fe, iar, întrucît nu este aliaj aplicat pe suport de oțel, a fost simbolizat cu litera M (construcție monobloc).

Construcția monobloc a lagărelor de alunecare este, în general, proprie motocompresoarelor care au arborii cotiți de diametre mari, iar, cu totul izolat, o întîlnim și la unele motoare Diesel de puteri mai mici.

Față de clasificarea materialelor de construcție a lagărelor unde întîlnim :

— aliaje pe bază de staniu,
— aliaje pe bază de plumb,
— aliaje pe bază de cupru,
— aliaje pe bază de aluminiu,
— materiale pe bază de pulberi sinterizate,

aliajul CUSINIAL—7-Sn-M se înscrie în categoria aliajelor pe bază de aluminiu. Considerăm util să prezentăm mai pe larg caracteristicile și particularitățile acestor aliaje, în comparație cu celelalte aliaje folosite.

I. Conținutul în elemente metalice, compușii acestora și influența lor asupra proprietăților aliajului

Așa cum s-a menționat, elementul de bază al aliajului îl reprezintă aluminiul. Despre celelalte elemente trebuie să reținem următoarele.

Cuprul. Prezența cuprului în proporție de pînă la 1,2% are un rol deosebit în structura aliajului; aluminiul formează cu cuprul faza intermetalică Al_2/Cu, care durifică structura.

Conținutul în Cu nu trebuie să fie depășit mult peste limita de 1,1—1,2%, în cazul în care se urmărește menținerea în limite mai joase a durității aliajului.

Trebuie avut în vedere ca duritatea aliajului să se mențină într-un anumit raport față de duritatea fusului arborelui cotit, deoarece o duritate prea ridicată a materialului de antifricțiune, pe lîngă alte influențe, va duce la o uzură mai rapidă a arborelui cotit.

De asemenea, o creștere a conținutului de Cu conferă aliajului proprietăți de turnare slabe, fluiditate mică, tendință de segregație și formare de crăpături la cald.

Siliciul și fierul. Este de dorit ca aceste elemente, prezente în masa aliajului ca impurități, să apară în procente cît mai mici. Siliciul îmbunătățește proprietățile de turnare, dar scade plasticitatea. Cu cît conținutul de fier este mai ridicat, cu atît rămîne mai puțin cupru disponibil pentru a forma faza $CuAl_2$, care asigură durificarea structurii. Fierul fixează o parte din Cu sub forma compusului Al_7FeCu_2.

Prezența acestor elemente în aliaj este o urmare a existenței lor în elementul Al (care constituie elementul preponderent al aliajului) și, de asemenea, în masa căptușelii cuptorului sau creuzetului în care se elaborează aliajul. De exemplu, aluminiul tehnic 99,6% conține, conform STAS 7607/1-80, pînă la 0,25% Si și 0,35% Fe.

Nichelul mărește rezistența mecanică, rezistența la coroziune și rezistența la temperatură.

Magneziul contribuie la mărirea rezistenței, putîndu-se distinge în structură ca fază intermetalică Al_2CuMg sau Al_3Mg_2. Chiar adaosuri mici de magneziu (0,3—0,4% Mg) formează cu Si compusul intermetalic Mg_2Si care, de asemenea, conduce la o durificare structurală.

Conținutul de Mg este interdependent de conținutul de Cu. Mărirea conținutului de Cu și în special de Mg duce la creșterea rezistenței aliajului. Modificările raportului Cu/Mg au influență considerabilă asupra rezistenței, plasticității și susceptibilității tratamentului termic.

Cea mai mare rezistență, dar plasticitate redusă, o au aliajele cu raportul Cu/Mg = 1,3—2,7.

O poziție intermediară o ocupă aliajele la care raportul Cu/Mg = 6—8.

Corelarea acestor factori, în vederea obținerii unui aliaj optim, reprezintă o problemă de cercetare, ținînd seamă de toți factorii care concură în funcționarea mașinilor respective.

II. Solicitările la care este supus lagărul în timpul funcționării și proprietățile pe care trebuie să le întrunească materialele destinate confecționării lagărelor de alunecare

Lagărele de alunecare, prin rolul pe care îl îndeplinesc, sînt supuse la solicitări complexe, cum ar fi : solicitări mecanice, solicitări termice, solicitări de natură chimică, solicitări la

uzură și, de asemenea, trebuie să suporte efectul microparticulelor străine și al sarcinilor electrostatice.

Solicitările mecanice constau din presiunea de contact, la care se adaugă șocurile și vibrațiile care apar în timpul funcționării ca urmare a acțiunii unor forțe variabile și a încărcării exagerate a extremităților lagărului, în cazul în care centrarea lagărului nu este corect executată.

Solicitările termice apar din frecarea ce are loc în lagăr. În funcție de condițiile de lucru, la căldura degajată din cauza frecării se mai adaugă căldura produsă de procesul care are loc în mașină și cea cedată de mediul exterior.

Solicitările de natură chimică sînt provocate, în special, de acțiunea chimică a lubrifiantului necorespunzător sau degradat, la care se adaugă agresivitatea chimică din mediul înconjurător, în cazul cînd există.

Solicitările la uzură se datoresc mișcării relative dintre fus și arbore și uzurii produse de frecarea între suprafețele acestora. Uzura se accentuează datorită acțiunilor de natură chimică, precum și pornirilor și opririlor frecvente ale mașinii. Microparticulele corpurilor străine, ca și prezența unor sarcini electrostatice, accentuează uzura lagărelor.

Pentru a face față acestor solicitări, materialele din care sînt executate lagărele trebuie să posede o serie de proprietăți speciale.

De multe ori proprietățile care se cer acestor aliaje sînt contradictorii, așa încît în ultimă instanță specialistul este obligat să hotărască asupra unor compromisuri între aceste proprietăți.

Proprietățile de rezistență

Întrucît lagărul este un mecanism prin care se transmit forțe și momente, el trebuie să posede, în primul rînd, o serie de proprietăți mecanice, ca următoarele.

Rezistența la presiunea de contact sau capacitatea de a prelua sarcini.

Această rezistență depinde, în primul rînd, de duritatea materialului.

Cu cît sarcina este mai mare, cu atît trebuie să fie mai ridicată și duritatea materialului pentru cuzinet.

În calea ridicării durității materialului apar două importante cauze care limitează creșterea acesteia.

• Prima este determinată de necesitatea înglobării de către materialul lagărului a corpurilor străine aflate în lubrifiant.

• A doua este aceea că materialul de antifricțiune trebuie să aibă o duritate inferioară fusului cu care se află în mișcare relativă.

S-a constatat că atunci cînd durităților materialului fusului și cuzinetului sînt apropiate, uzurile cresc considerabil.

În cazul aliajului CUSINIAL—7-Sn-M, raportul între duritatea arborelui cotit și duritatea materialului de cuzinet variază între 4,5 și 5,4, duritatea materialului utilizat la cuzinet fiind cuprinsă între 45 și 52 HB.

Comportarea lagărului poate fi definită din punct de vedere mecanic cu aproximație prin așa-numita „încărcare specifică medie" dată de relația:

$$p_m = \frac{P_m}{D \cdot L} \text{ (daN/cm}^2\text{)}$$

unde:

P_m este sarcina medie suportată de lagăr, daN;
D — diametrul lagărului, cm;
L — lungimea lagărului, cm.

Dacă se notează cu p_a încărcarea specifică admisibilă, atunci:

$$p_m \leqslant p_a.$$

Încărcarea specifică medie (daN/cm^2) se determină în condiții de frecare minimă și uzură medie. Această încărcare specifică depinde, de asemenea, de viscozitatea lubrifiantului, condiția de ungere a lagărului, temperatura de funcționare și compoziția materialelor de construcție a lagărelor.

Rezistența la compresiune și rezistența la rupere a materialului din care se confecționează lagărele de alunecare sînt caracteristici importante, iar valorile lor sînt, de regulă, mai ușor de corelat și mai la îndemînă, constituind un criteriu mai bun pentru reliefarea caracteristicilor referitoare la rezistența mecanică.

De regulă, un aliaj cu o rezistență la rupere mică duce la o acceptabilitate de formă mai mare, în condiții de sarcină și la o conformabilitate mai bună decît un material cu rezistența la rupere ridicată. El poate să rețină particule mici în condiții de temperatură de încălzire mică, cu „efecte de prindere" neglijabile.

Aliajul realizat prezintă, din acest punct de vedere, caracteristici optime. Rezistența la rupere a aliajului obținut s-a înscris între 8,5 și 11,0 daN/mm^2, în condițiile respectării raportului Cu/Mg menționat.

În ce privește rezistența la compresiune, de regulă, toate aliajele de antifricțiune destinate lagărelor se pot refula puternic, condițiile de încercare și, în special, viteza de refulare exercitînd un efect considerabil asupra probei. Proba de refulare se face pînă cînd la suprafața epruvetei a apărut o primă fisură vizibilă cu lupa.

În figura 1 prezentăm caracteristica de refulare a aliajului CUSINIAL—7-Sn-M, comparativ cu cea a aliajului unor cuzineți bimetalici produși de uzinele Glyco.

Probele de aliaj ale produșilor Glyco de antifricțiune au fost epruvete cu diametrul de 10

mm și înălțimea de 10 mm, viteza de refulare de 50% pe minut, iar la aliajul CUSINIAL probele s-au făcut cu epruvete avînd diametrul de 30 mm și înălțimea de 30 mm.

Pentru a ne forma o imagine mai exactă asupra caracteristicilor de refulare, în tabelul 1 prezentăm compoziția chimică a epruvetelor care s-au folosit la încercarea aliajelor de cuzineți bimetalici (Glyco), așa cum s-au obținut

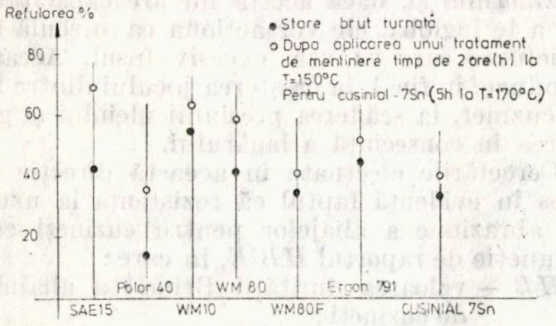


Fig. 1. Caracteristica de refulare pînă la apariția primei fisuri

după elaborare, compoziție care se abate oarecum față de standarde.

După cum se poate observa, CUSINIAL — 7-Sn-M — aliaj pe bază de Al — se situează la jumătatea domeniului ocupat de aliajele pe bază de Pb sau Sn privitor la caracteristica de refulare.

Analog cu cercetările întreprinse și studiile elaborate de G. Sachs privitor la influența exercitată de grosimea stratului de aliaj de

Tabelul 1

Compoziția chimică a aliajelor pentru lagăre bimetalice

Denumirea	Sn	Sb	Cu	Cd	As	Ni	Pb
SAE 15	1,5	15,8	0,6	—	1,0	—	81,0
WM 10	9,5	14,7	1,3	—	0,5	—	74
Polar 40	38,0	12,0	3,5	—	0,3	—	46
WM 80	81,5	10,7	5,4	—	0,1	—	2,3
WM 80 F	80,5	10,0	9,0	—	0,2	—	0,3
Ergon 791	80,4	11,4	5,9	0,7	0,6	0,8	0,2

antifricțiune, și în cazul construcției cuzinetului monobloc pentru motocompresor, am trasat diagrama din figura 2, care reprezintă rezistența la deformație a epruvetelor din aliaj, în funcție de raportul dintre înălțimea probei și diametrul probei.

Diagrama trasată are în ordonată efortul mediu real de compresiune, cu alte cuvinte efortul raportat la secțiunea transversală prezentă în momentul respectiv.

Diametrul probelor folosite la determinarea rezistenței la deformație a fost de 30 mm, iar înălțimea tot de 30 mm.

Din diagrama reprezentată în figura 2 rezultă că aliajul original obținut din retopirea cuzineților prezintă valori mai mici ale efor-

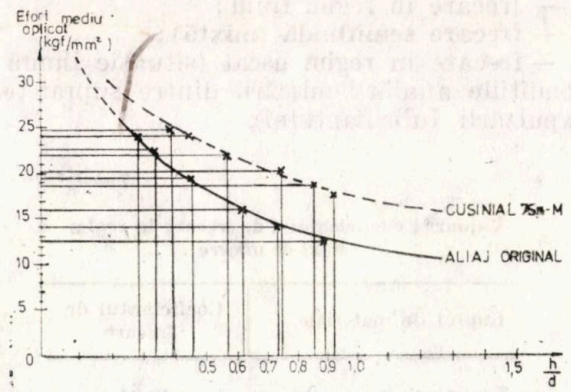


Fig. 2. Rezistența la deformație în funcție de raportul dintre înălțimea și diametrul probei.

t

ului mediu de deformație în comparație cu aliajul CUSINIAL—7-Sn-M—elaborat de noi. Valorile mai mari la deformație ale aliajului CUSINIAL—7-Sn-M s-au obținut însă în detrimentul caracteristicii de refulare. În timp ce la aliajul original caracteristica de refulare pînă la apariția primei fisuri era de 46,6%, la aliajul CUSINIAL—7-Sn-M apariția primei suri s-a produs la o refulare de 40,1%.

Rezistența la oboseală

Întrucît forțele care apar, ca urmare a aplicării sarcinilor la care este supus lagărul, sînt variabile în timp (ca amplitudine și poziție), apare fenomenul de oboseală a materialului de lagăr. În acest caz, rezistența la oboseală a aliajului devine unul din cele mai importante criterii de alegere a materialului cuzinetului.

În general, degradarea stratului de antifricțiune are loc în trei faze.

• Faza I — caracterizată prin apariția de microfisuri și crăpături radiale dispuse neregulat și prezente mai ales în zona de exercitare a eforturilor maxime.

• Faza a II-a — se caracterizează prin avansarea microfisurilor pînă în zona dintre suport și stratul de antifricțiune la cuzineții bimetalici și progresarea la adîncimi mai mari la cuzineții monobloc.

• Faza a III-a — constă din unirea crăpăturilor, ceea ce duce la exfolierea sub formă de solzi a stratului de antifricțiune. În această fază își fac apariția și alte fenomene suplimentare ca : supraîncălziri locale, trecerea unor zone în stare plastică, gripaje, creșterea jocului dintre fus și cuzinet și scăderea presiunii de ulei.

Rezistența la uzură

La suprafețele aflate în frecare se urmărește, de regulă, ca acestea să fie separate printr-un

strat continuu de lubrifiant, de preferință cît mai fluid, ca frecările să fie minime.

În funcție de continuitatea filmului de ulei între cele două piese, deosebim:

— frecare în regim fluid;

— frecare semifluidă (mixtă);

— frecare în regim uscat (situație limită în condițiile anulării mișcării dintre suprafețe și expulzării lubrifiantului).

Tabelul 2

Valoarea coeficientului de frecare în regim mixt de ungere

Cuplul de materiale	Coeficientul de frecare
Zinc pe zinc	0,04
Cadmiu pe cadmiu	0,05
Fier pe fier	0,15—0,20
Fier pe oțel	0,140
Staniu pe oțel	0,133
Argint pe oțel	0,105
Plumb pe oțel	0,130
Aluminiu pe oțel	0,098
Cupru pe oțel	0,093
Magneziu pe oțel	0,092
Cadmiu pe oțel	0,082
Zinc pe oțel	0,075

În tabelul 2 prezentăm valorile coeficienților de frecare în regim mixt de ungere la diferite cupluri de materiale.

Variația coeficientului de frecare în funcție de viteza relativă dintre suprafețele în contact este arătată în figura 3.

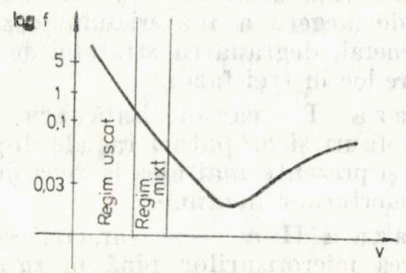


Fig. 3. Variația coeficientului de frecare funcție de viteza relativă a suprafețelor în contact (după Stribeck).

În funcție de natura factorilor care provoacă uzura, aceasta se poate împărți în:

— uzura de alunecare;

— uzura de abraziune;

— uzura de coroziune.

• *Uzura de alunecare* apare în cazul în care apar contacte directe între suprafețele de frecare și reprezintă situațiile practice de pornire și oprire a mașinilor, precum și în cazul unor suprasarcini sau presiuni scăzute în circuitul de ungere.

• *Uzura de abraziune* apare ca rezultat al faptului că în timpul exploatării lagărului, lubrifiantul ajuns în spațiul dintre fus și cuzinet nu este suficient de curat, el conținînd diverse microparticule de natură metalică sau minerală.

Ajunse în spațiul dintre fus și cuzinet, aceste microparticule de natură abrazivă, avînd o duritate ridicată și un diametru mai mare decît filmul de ulei, se fixează în masa moale a cuzinetului și, dacă acesta nu are capacitatea de a le îngloba, ele vor acționa ca o sculă aschietoare care va uza excesiv fusul. Aceasta conduce, în final, la creșterea jocului dintre fus și cuzinet, la scăderea presiunii uleiului și griparea în consecință a lagărului.

Cercetările efectuate în această direcție au scos în evidență faptul că rezistența la uzura de abraziune a aliajelor pentru cuzineți este o funcție de raportul HB/E, în care:

HB — valoarea durității Brinell a aliajului de cuzineți;

E — modulul de elasticitate a aceluiași material.

De reținut, de asemenea, faptul că uzura abrazivă este aceea care are o contribuție majoră la scoaterea din funcțiune a cuzinetului. În același timp însă, rezistența la uzură de abraziune depinde, în mare măsură, în afară de proprietățile specifice ale materialului de lagăr, și de calitatea lubrifiantului și condițiile reale de lucru ale lagărului.

• *Uzura de coroziune* rezultă ca urmare a atacului direct al agenților chimici ai lubrifiantului asupra componenților aliajului de lagăr.

Cercetările întreprinse pînă în prezent au evidențiat faptul că tipurile de aliaje Al-Sn sînt mult mai rezistente la acțiunea agenților chimici din uleiul de ungere decît aliajele Cu-Pb.

În figura 4 prezentăm rezistența relativă la coroziune a unor materiale pentru cuzineți.

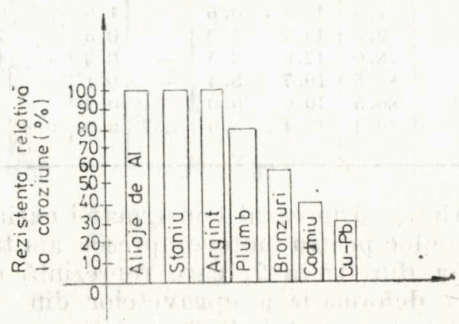


Fig. 4. Rezistența relativă la coroziune a unor materiale utilizate pentru lagăre.

Proprietățile fizico-chimice

Pentru o selectare corespunzătoare a materialelor de construcție destinate lagărelor de alunecare și pentru ca această selecție să le departajeze corespunzător, trebuie ca aliajele

să fie definite de anume proprietăți care să întrunească exigențele cerute de condițiile de exploatare ale utilajelor.

Proprietățile pe care trebuie să le întrunească aliajele pentru lagăre din punct de vedere fizico-chimic sînt următoarele.

Compatibilitatea este o caracteristică definită de proprietatea de antiaderență și anticoroziune ale materialului de construcție al lagărului.

Contactul metal pe metal are loc la mai toate lagărele, în special la pornirea și la oprirea mașinii. La acest contact metal pe metal, suprafețele de glisare freacă pe niște puncte microscopice față de suprafața de definiție a părților în contact, iar frecarea pe aceste puncte poate produce un fel de „lipire" locală, care ulterior să producă griparea lagărului.

Reținem deci despre compatibilitate, ca fiind capacitatea materialului de lagăr de a prezenta o tendință minimă la „aderarea" sau sudarea pe fus.

Tendința de aderare la materialul din oțel al unui fus, din momentul întreruperii alimentării cu lubrifiant a cuzinetului și modul de comportare a diferitelor aliaje sînt arătate în diagrama din figura 5.

Din acest punct de vedere aliajul pe bază de Al se situează pe locul 6 după staniu, bronzuri și plumb.

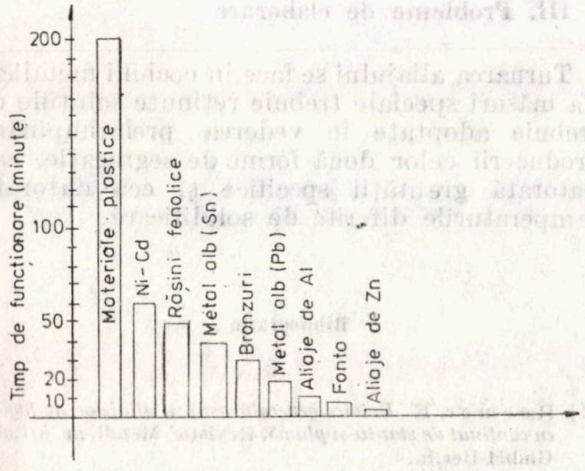


Fig. 5. Compatibilitatea materialelor de antifricțiune apreciată după timpul de funcționare la întreruperea alimentării cu lubrifiant.

Conformabilitatea este caracteristica metalului de construcție a lagărului de alunecare de a compensa ușoare descentrări, și a se conforma unor ușoare modificări de formă ale axei sau ale locașului lagărului. Metalele care au modul mic de elasticitate, dar care au o bună plasticitate, întrunesc condițiile unei bune conformabilități.

Comparînd modulele de elasticitate a diferitelor aliaje și metale, rezultă următoarea scară de merit a comportamentului la conformabilitate:

Materialul	Modulul de elasticitate, E, kg/cm²
Aliaje de Mg	$0,43\times10^6$
Monel	$0,66\times10^6$
Aliaje de Al	$0,73\times10^6$
Fonta cenușie	$0,75\times10^6$
Alamă	$0,8\times10^6$
Cupru pur	$1,15\times10^6$
Bronz cu Sn	$1,2=10^6$
Fontă maleabilă	$1,7\times10^6$

După cum se observă, aliajele de Al au o conformabilitate bună, înaintea lor situîndu-se numai materialele plastice, rășinile fenolice și grafitul, care au modulul de elasticitate $E < 0,3\times10^6$ kg/cm², precum și aliajele de Mg și Monelul.

Compactitatea este caracteristica materialului de construcție a unui lagăr de a înglobа în el și a reține particule mai dure de corpuri abrazive, evitînd în acest fel zgîrierea suprafețelor de alunecare ale lagărului. Compactitate bună oferă, în general, aliajele pentru lagăre care au conformabilitate bună, cu unele excepții, cum este cazul grafitului, care, deși prezintă o conformabilitate bună, el nu oferă compactitate ridicată întrucît are duritate mare.

Conductivitatea termică este acea proprietate care definește capacitatea metalului de a transmite căldura de pe suprafețele de frecare. Studiile experimentale au stabilit că transmisia căldurii prin conductivitate ne arată cum cantitatea de căldură care se scurge într-o anumită direcție x, în unitatea de timp, este proporțională cu suprafața prin care trece debitul de căldură și diferența de temperatură în lungul direcției x. Admițînd că debitul de căldură nu variază în timp și notînd cu q cantitatea de căldură transmisă prin conductivitate într-o oră, vom avea:

$$q = -\lambda S \frac{dT}{dn}, \text{ kcal/h.}$$

Factorul care diferențiază un metal de celălalt este λ (coef. de conductivitate termică) în kcal/m·h°C. Conductivitățile termice ale aliajelor sînt, de obicei, cu mult mai mici decît ale componenților puri.

În tabelul 3 prezentăm conductivitățile la temperatura de circa 20°C.

Aliajele pe bază de Al au o conductivitate mai scăzută decît aluminiul tehnic, însă mult

mai bună decît a altor aliaje cum ar fi bronzurile, alamele etc.

Coeficientul de dilatare termică joacă şi el un rol important în buna

Tabelul 3

Conductivitatea termică a unor materiale

Materialul	kcal/m · h°C la temp. de 20°C
Argint pur	360
Cupru pur	340
Aluminiu pur	197
Aluminiu tehnic	175
Zinc pur	97
Nichel pur	80
Oţel carbon	40—50
Bronz de Al (95% Cu; 5 % Al)	71
Alamă (70% Cu; 30% Zn)	96
Oţeluri aliate	10—60

funcţionare a cuzinetului. Problema prezintă importanţă în cazul utilizării cuzineţilor bimetalici sau trimetalici, cînd apare necesitatea reducerii dilatării diferenţiale a metalelor.

În cazul cuzineţilor monobloc, problema este mult simplificată.

Coeficientul de frecare este unul din indicatorii cei mai importanţi ce caracterizează materialele destinate execuţiei cuzineţilor pentru lagăre. Aşa cum am arătat, la pornirea şi oprirea maşinilor (deci în regimuri tranzitorii) lagărul lucrează cu o ungere semifluidă, ca urmare a debitelor mici pe care le asigură pompele de ungere din cauza turaţiei reduse.

Cu cît valoarea coeficientului de frecare va fi mai mică, cu atît frecarea va fi mai redusă şi uzura mai mică.

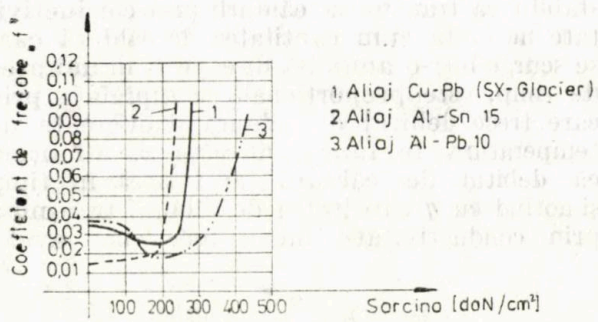


Fig. 6. Valorile coeficientului de frecare *f* pentru diferite materiale de antifricţiune.

Analizînd diagrama din figura 6 rezultă că la sarcini mari o bună comportare o are aliajul Al-Pb 10. Aliajul Al-Sn 15 se comportă corespunzător la sarcini pînă la 250 daN/cm², în timp ce aliajul Sx-Glacier ocupă o poziţie intermediară.

Aliajul CUSINIAL—7-Sn păstrează, ca limită maximă, curba aliajului Al Sn-15.

Duritatea. Cu cît materialul (aliajul) de lagăr este mai moale, cu atît acesta va evita uzura mai rapidă a axului şi va oferi, în general, proprietăţi optime de conformabilitate şi compactitate. Pe de altă parte, o duritate mai mare asigură o capacitate la sarcină mai bună şi o rezistenţă la uzură în timp mai ridicată.

Corelarea şi punerea de acord a tuturor acestor însuşiri reprezintă o problemă de cercetare aplicativă, menită să combine toţi aceşti factori în realizarea unui aliaj care să păstreze în anumite proporţii însuşirile elementelor de formare.

Rezistenţa la coroziune este un factor important, în special acolo unde sînt folosite uleiuri fără inhibitori speciali.

Produsele de oxidare ale unor uleiuri de ungere pot să atace plumbul, zincul, precum şi alte aliaje pe bază de cupru utilizate ca materiale de construcţie a aliajelor pentru lagăre.

În general staniul şi aluminiul sînt materiale rezistente la acţiunea oxidantă a uleiurilor.

III. Probleme de elaborare

Turnarea aliajului se face în cochilii metalice. Ca măsuri speciale trebuie reţinute soluţiile ce trebuie adoptate în vederea preîntîmpinării producerii celor două forme de segregaţie, cea datorată greutăţii specifice şi cea datorată temperaturile diferite de solidificare.

Bibliografie

[1] Roemer, E. *Privire generală asupra aliajelor de lagăre cu conţinut de staniu şi plumb.* Revista Metall, nr. 8/1962. GmbH-Berlin.

[2] Tudoran, P. *Studiu privind procedeele de recondiţionare şi stabilirea de tehnologii ale lagărelor la transmisia finală a tractorului S 1500.*

ÎNTREPRINDEREA DE ECHIPAMENT HIDRAULIC RÎMNICU VÎLCEA

OFERĂ din producţia de serie:

- acumulatori pneumohidraulici :

– presiunea, bar : 160 ;
– volumul, litri : 1 ; 2,5 ; 4 ; 6,3 ; 10 ; 25 ; 50 ; 75 ;
– presiunea, bar : 315 ;
– volumul, litri : 2,5 ; 4 ; 6,3 ; 25 ; 32 ; 50 ;

- agregate ungere cu două linii de unsoare ;
- agregate ungere de 3 şi 7 litri ;
- blocuri de blocare şi securitate DN 10 ; DN 20 ; DN 32 ;

– presiunile, bar : 160 ; 315 ; pentru acumulatori ;

- cilindri pentru maşini de rectificat CMR ;
- cilindri agricultură : B3. 100. 40. 200. 00, ∅ 100 ;
- cilindri agricultură : B3. 100. 40. 400. 00, ∅ 100 ;
- cilindri pentru maşini de ridicat, încărcare-descărcare, havat ;
- distribuitori dozatori ;
- dozatori volumici şi progresivi ;
- dozatori cu două linii ;
- electropompe ungere ;
- elemente filtrante ;
- filtre aspiraţie, presiune şi retur ;
- pompe ungere de bază, înaltă presiune, MOP, cu roţi dinţate ;

(înlocuiesc pompele Turolla)

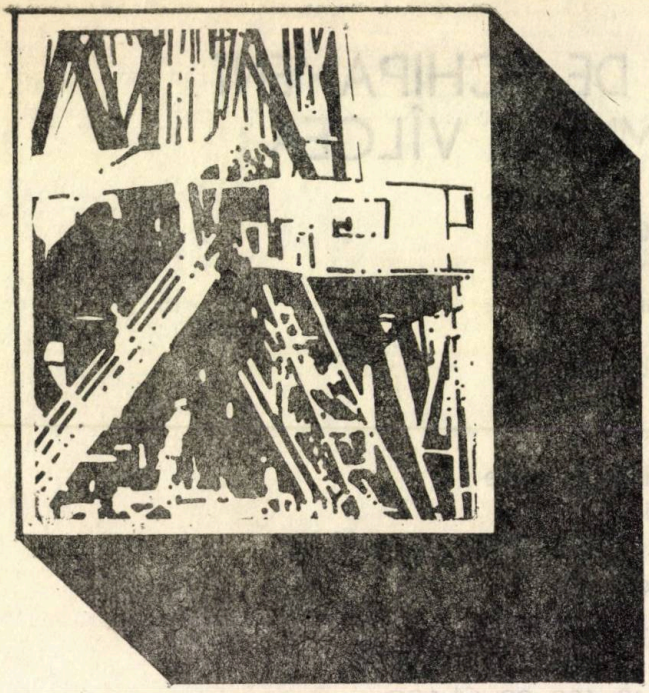
- aparatură proporţională :

– distribuitoare ;
– supape ;
– regulatoare ;

- servovalve : **SV 0 l/min ; SV 30l/min ; SV 60 l/min :** SV 150 l/min ;
- servocontroleri pentru aparatură proporţională ;
- supape de siguranţă şi reţinere ;
- robineţi încărcare acumulatori ;
- prese pentru mufat cabluri ;
- cricuri hidraulice ;
- cilindri pentru dispozitivare ;
- panouri hidraulice.

REPARĂ orice echipament hidraulic (cilindri, pompe, distribuitoare etc.)

Pentru toate grupele de produse, cei interesaţi sînt rugaţi să emită comenzi ferme pe adresa: I.E.H. Rîmnicu Vîlcea, str. Topolog, nr. 26, cod 1100. Relaţii telefon 17595-8, int. 197, biroul desfacere.



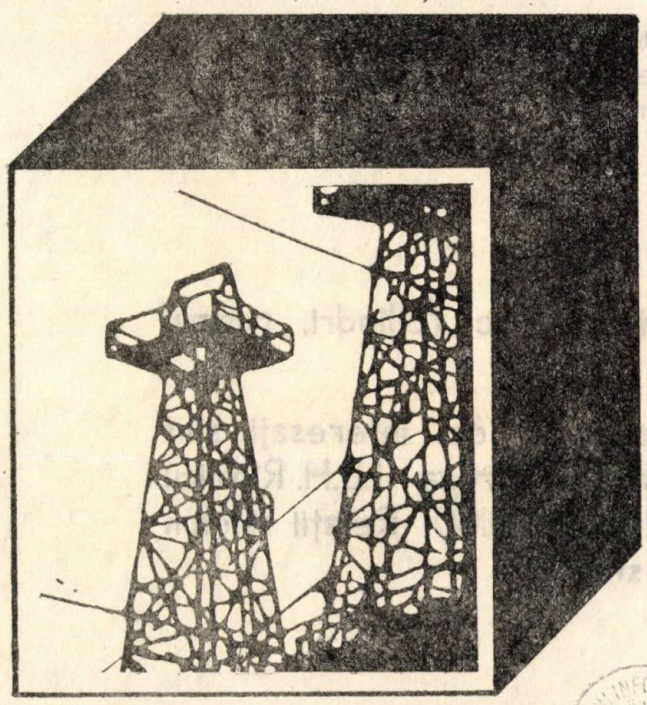
MINISTERUL MINELOR, PETROLULUI SI GEOLOGIEI

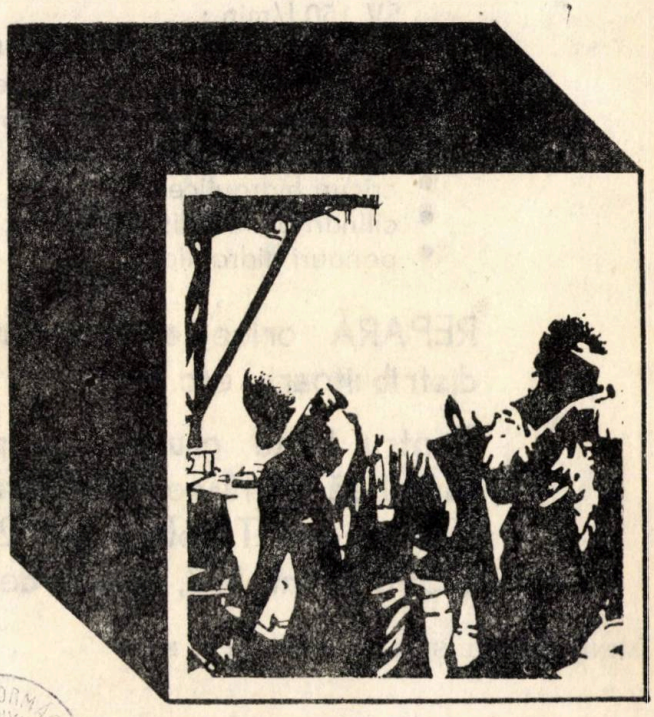
Intreprinderea de reparatii utilaj electric, automatizari si radiocomunicatii

EXECUTA:

- Confecţii de echipamente electrice, prefabricate de forţă, distribuţie, automatizări şi radiocomunicaţii specifice industriei petroliere.
- Reparaţii de motoare, transformatoare, aparataje electrice.
- Reparaţii şi confecţii de scule de foraj extracţie.
- Activitate de service în legătură cu aceste activităţi.

IRUEAR CIMPINA, str. BOBILNA nr. 44, jud. PRAHOVA, telex 19625, telefon 973/35751, 35781, 36071.





INSTITUTUL DE CERCETARI, INGINERIE TEHNOLOGICA SI PROIECTARI PENTRU MINEREURI NEFEROASE BAIA MARE

execută şi oferă beneficiarilor interni şi externi:

LUCRARI DE CERCETARE SI DOCUMENTATII TEHNICO-ECONOMICE DE PROIECTARE IN DOMENIUL EXTRACTIEI SI PRELUCRARII ZACAMINTELOR DE MINEREURI NEFEROASE SI AURO-ARGENTIFERE PENTRU:

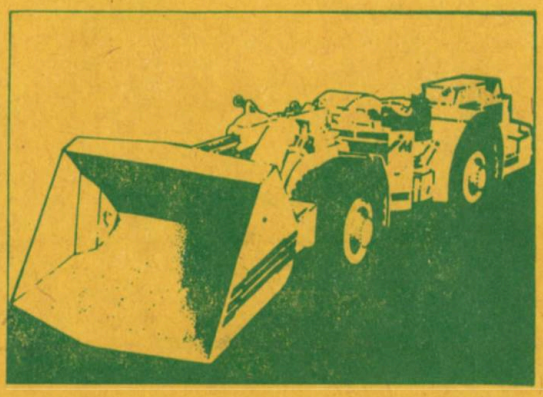
•• sisteme şi metode de exploatare, săpare, susţinere, perforare şi împuşcare a lucrărilor miniere, inclusiv studii de mecanica rocilor şi dirijarea presiunilor miniere •• stabilirea gradului de prăfuire şi combaterea prafului, de microclimat în subteran şi uzine de preparare, inclusiv studii de medicină minieră pentru prevenirea şi combaterea îmbonăvirii profesionale •• tehnologii de preparare a substanţelor minerale utile şi de prelucrare prin procedee neconvenţionale a minereurilor şi produselor polimetalice sărace sau reziduale în condiţii de laborator , micropilot, pilot, semiindustrial şi industrial •• sinteze şi experimentări de noi reactivi pentru prelucrare prin flotaţie şi procedee neconvenţionale a substanţelor minerale utile •• documentaţii pentru utilaje, mecanizare şi automatizare a proceselor tehnologice din subteran şi uzine de preparare •• protecţia mediului înconjurător, depoluarea apelor de mină şi reziduale de la uzinele de preparare •• analize economice, optimizări ale proceselor de producţie, organizarea ştiinţifică a producţiei şi a muncii, ergonomie şi psihosociologia muncii , prognoze ale dezvoltării ştiinţei şi tehnicii în domeniul extracţiei şi prelucrării minereurilor neferoase •• documentaţii tehnico-economice de investiţii pentru obiective miniere şi de preparare.

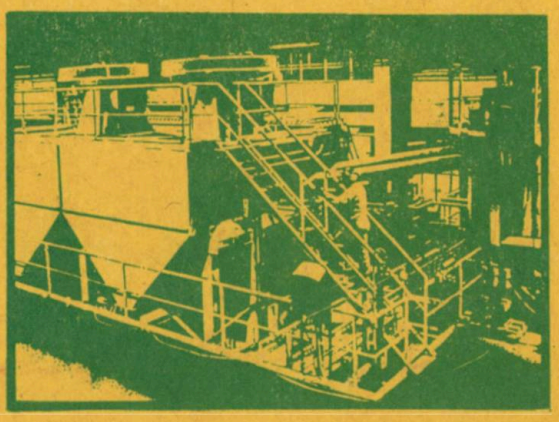
ACORDA ASISTENTA TEHNICA pentru îmbunătăţirea fluxurilor tehnologice, modernizarea instalaţiilor în subteran şi uzine de preparare, valorificarea în producţie a cercetărilor încheiate şi la punerea în funcţiune a obiectivelor economice proiectate în cadrul institutului.

MAI EXECUTA SI OFERA analize chimice şi fizice prin metode spectrale, fotometrice ş.a., analize şi studii mineralogice, analize de uleiuri şi reactivi •• lucrări cu izotopi radioactivi •• prototipuri de mică serie şi unicate ale unor utilaje şi aparate pentru minerit şi preparare.

BAIA MARE, str.dr. Victor Babeş nr. 62, telefon 30412, 31171, 30818
cod 775174, jud. Maramureş, ROMANIA

ICITPMN





MINISTERUL MINELOR, PETROLULUI SI GEOLOGIEI
CENTRALA SARII SI NEMETALIFERELOR

SALINA SLANIC

PRODUCE SI OFERA BENEFICIARILOR INTERNI SI EXTERNI:

SARE BULGARI: 0-50 kg şi 1-30 kg.

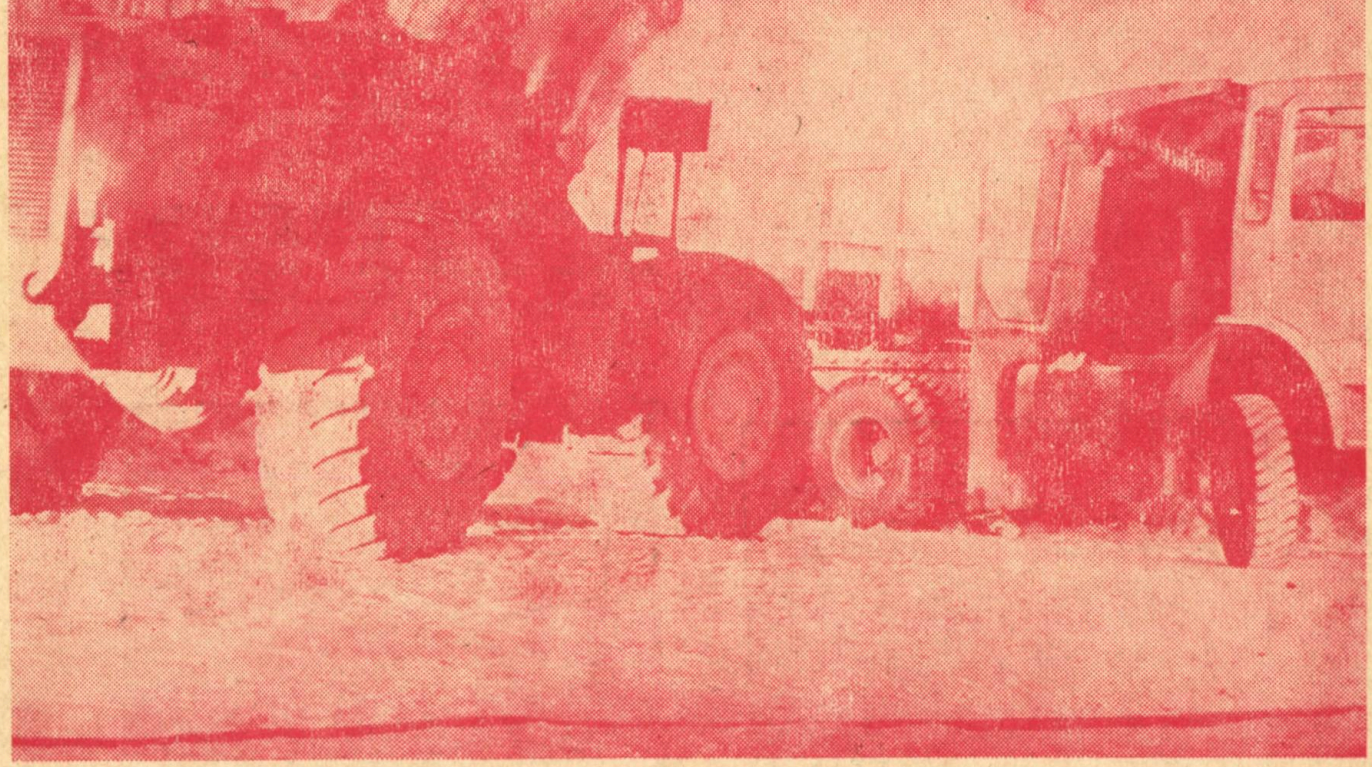
SARE PENTRU ZOOTEHNIE, cu 97% NaCl, de culoare alb-cenuşie, sub formă de brichete paralelipipedice de 250x150x80 mm, cu greutate de 5±5% kg şi umiditate de 1%

SARE IN VRAC (industrială), cu granulaţie: 0-2; 0-4; 0-10; 0-16 şi 2-15 mm.

SARE AMBALATA în saci (de hîrtie şi polietilenă) de cîte 50 kg:
- sare măruntă 0-2 mm (97,5% NaCl);
- sare măruntă iodată 0-2 mm (97,5% NaCl);
- sare uruială 2-4 mm (98% NaCl);
- sare fină 0-1 mm (99% NaCl);
- sare extrafină 0-0,8 mm (99,2% NaCl);
- sare specială pentru industria alimentară de 1-2 şi 2-5 mm (99,2% NaCl);

SARE AMBALATA în pungi de polietilenă şi cutii de carton de cîte 1 kg:
- sare fină 0-1 mm (99% NaCl);
- sare extrafină 0-1 mm, 0,1-0,8 mm (NaCl).

INTREPRINDEREA SALINA SLANIC, str. Cuza Vodă nr. 22, judeţul PRAHOVA, telefon 972/40994.



E 1445

MINE PETROL GAZE

BUCUREȘTI – ROMÂNIA ◆ Vol. 38, august 1987 8

CIUMMR Timisoara

Centrala Industrială de Utilaj Minier și Mașini de Ridicat

Prin întreprinderile sale, oferă următoarea gamă de produse și servicii pentru exploatarea zăcămintelor minerale în subteran și la suprafață și asigurarea transportului uzinal :

- mașini și utilaje pentru abatajele minelor de cărbuni și minereuri.
- mașini și utilaje pentru săparea lucrărilor de înaintare în mine de cărbuni și minereuri.
- mașini și utilaje pentru săparea mecanizată a suitorilor și puțurilor de mină.
- mașini și utilaje pentru transport în subteran și la suprafață.
- mașini și utilaje pentru excavare, transport și depozitare în carierele de lignit.
- mașini și utilaje pentru prepararea substanțelor minerale utile.
- mașini, scule și dispozitive pentru mica mecanizare în minerit.
- mașini și utilaje pentru tehnica securității muncii în subteran.
- mașini de lucru în depozitele de cărbuni.
- poduri rulante și macarale.
- automacarale.
- depozite automatizate.
- P.S. aferente.
- servicii (cercetare, proiectare, inginerie tehnologică și asistență tehnică pentru toată gama de utilaje susmenționate).

MINE, PETROL ŞI GAZE

ORGAN AL MINISTERULUI MINELOR, PETROLULUI ŞI GEOLOGIEI

ANUL XXXVIII

Nr. 8 1987

CENTRUL DE INFORMARE ŞTIINŢIFICĂ ŞI DOCUMENTARE

CUPRINS

* * * **Industria extractivă minieră la 22 de ani de la istoricul Congres al IX-lea al Partidului Comunist Român**

356

Matacă, E. **Tehnologia de lucru în intersecţiile abatajului cu galeriile adiacente**

359

Leţu, N., Fodor, I., Rebeleanu, V. **Dimensionarea, verificarea şi controlul consolidării cu ancore fixate cu răşini**

364

Oncioiu, Gh., Cozma, E. **Exploatarea stratelor din pachet**

368

Stan, Al. D., Stoianovici, D. **Aprecierea gradului de uzură la o conductă**

373

Nistor I. **Efectele termice în procesul de reinjectare a apelor „uzate" în exploatarea zăcămintelor de ape geotermale**

378

Gheorghiţoiu, M., Dincă Ana **Folosirea detergenţilor indigeni la obţinerea spumelor pentru circulaţie în sondele de petrol şi gaze**

385

Informaţii

COLEGIUL DE REDACŢIE

Ing. **VASILE SCRIPAŢ**, preşedinte ; dr. ing. **GHEORGHE ALDEA** ; ing. **ŞTEFAN BENEA** ; dr. geol. **IOSIF BERCIA** ; ing. **TEODOR BORU** ; dr. ing. **GHEORGHE DONŢOV DANU** ; dr. ing. **IANCU GEANGĂLĂ** ; dr. ing. **FLOREA NEAGU** ; ing. **NICOLAE PANTILIE** ; **ELENA VRĂNCEANU**, redactor.

REZUMATE

* * * *Industria extractivă minieră la 22 de ani de la istoricul Congres al IX-lea al Partidului Comunist Român*

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 8, 1987

C.Z. 622.284.9 : 622.281.9

Matacă, E. *Tehnologia de lucru în intersecţiile abatajului cu galeriile adiacente*

Este analizată, în detaliu, problematica creată de desfăşurarea lucrărilor în intersecţiile abatajului cu galeriile adiacente, începînd cu cauzele care stau la baza fenomenelor miniere şi terminînd cu tehnologia de lucru. Se prezintă un nou tip de susţinere mecanizată a intersecţiei abatajului cu galeria colectoare.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 8, 1987

C.Z. 622.284.76 : 622.283.76 : 622.281.76

Leţu, N., Fodor, I., Rebeleanu, V. *Dimensionarea, verificarea şi controlul consolidării cu ancore fixate cu răşini*

Se prezintă stadiul actual al consolidării cu ancore şi procedeele de dimensionare şi control al acestora.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 8, 1987

C.Z. 622.273.222 : 622.838.6

Oncioiu, Gh., Cozma, E. *Exploatarea stratelor din pachet*

Se prezintă un complex de măsuri ce trebuie respectate la exploatarea în ordine ascendentă a stratelor din pachet, în vederea creşterii stabilităţii lucrărilor miniere şi a gradului de securitate a muncii, precum şi pentru îmbunătăţirea indicatorilor tehnico-economici.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 8, 1987

C.Z. 622.692.4 : 517

Stan, Al. D., Stoianovici, D. *Aprecierea gradului de uzură la o conductă*

Sînt analizate posibilităţile depistării prin calcul a unui defect format pe o conductă prin urmărirea continuă a parametrilor tehnologici de pompare, precum şi relaţia de calcul a debitului de lichid scurs printr-un orificiu astupat, din care s-ar putea deduce orice element din componenţa relaţiei.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 8, 1987

C.Z. 622.321 : 518.3

Nistor, I. *Efectele termice în procesul de reinjectare a apelor „uzate" în exploatarea zăcămintelor de ape geotermale*

Se prezintă un model termic cu ajutorul căruia se analizează influenţa injectării apei uzate termic asupra colectoarelor de ape geotermale. Aplicînd modelul analitic la un zăcămînt de apă termală din România, se trage concluzia că procesul de reinjectare a apei reci nu poate duce, în timp, la răcirea colectorului.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 8, 1987

C.Z. 622.245.5

Gheorghiţoiu, M., Dincă Ana *Folosirea detergenţilor indigeni la obţinerea spumelor pentru circulaţie în sondele de petrol şi gaze*

Sînt selectaţi pe criterii prestabilite detergenţii ce pot fi folosiţi ca spumanţi. Sînt comentate performanţele acestora şi ale unor combinaţii „sinergetice".

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 8, 1987

Informaţii

CONTENTS

C.Z. 622.284.9 : 622.281.9

Matacă, E. *Working technology in the face ends*
The paper is a detailed study regarding the problems raised by the work carried out in the face ends, starting with the causes of the mining phenomena and ending with the working technology. A new type of powered supports for face ends is presented.
Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 8, 1987

C.Z. 622.284.76 : 622.283.76 : 622.281.76

Leţu, N., Fodor, I., Rebeleanu, V. *Dimensioning, testing and control of the resin-anchored bolts consolidation*
The authors present the present state-of-art in bolts consolidation and methods for their dimensioning and control.
Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 8, 1987

C.Z. 622.273.222 : 622.838.6

Oncioiu, Gh., Cozma, E. *Mining of group strata*
A set of actions is presented, which have to be observed when mining in raising order the strata from a group, in order to increase the stability of mining workings, the level of security and to improve the technical and economical parameters.
Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 8, 1987

C.Z. 622.692.4 : 517

Stan, Al. D., Stoianovici, D. *Estimation of the wear-out degree in a pipeline*
The possibilities of detecting, by calculation, a failure occurring on a pipeline, by continuously supervising the pumping technology are presented together with the calculation relation of the rate of a liquid flowing through an obturated orifice, on which basis any element of the relation can be deduced.
Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 8, 1987

C.Z. 622.321 : 518.3

Nistor, I. *Thermal effects in the process of ,,used'' water re-injection in the recovery of geothermal waters*
A thermal model is presented, with the help of which the influence of the thermally used water injection upon the geothermal water collectors is studied. By applying the analytical model to a reservoir of geothermal waters of Romania the conclusion is drawn that the process of cold water re-injection cannot cause the cooling of the collector in time.
Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 8, 1987

C.Z. 622.245.5

Gheorghiţoiu, M., Dincă Ana *Using indigenous detergents in obtaining driving foams in oil and gas wells*
The detergents which can be used as foaming agents are selected according to pre-set criteria. Their performances and those of certain ,,synergetic'' combinations are commented upon.
Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 8, 1987

Information

СОДЕРЖАНИЕ

C.Z. 622.284.9 : 622.281.9

Матака, Э. *Технология работы в зоне сопряжения забоя с прилегающими штреками*
Детально анализирована проблематика, созданная горными работами в зоне сопряжения забоя с прилегающими штреками, начиная от причины горных явлений и кончая с технологией работы. Представлен новый тип механизированной крепи для сопряжения забоя с коллекторными штреками.
Ключевые слова: технология, работы, сопряжение, штрек, горные явления, крепь.
Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 8, 1987

C.Z. 622.184.76 : 622.283.76 : 622.281.76

Лецу, Н., Фодор, И., Ребеляну, В. *Установление размеров, проверение и контроль крепления анкерами, установленными синтетическими смолами.*
Представляется настоящая стадия крепления анкерами и способы установления их размеров и контроля.
Ключевые слова: анкеры, проверение, контроль, крепление, синтетические смолы.
Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 8, 1987

C.Z. 622.273.222 : 622.838.6

Ончёю, Т., Козма, Е. *Разработка пластов из пакета*
Представляется комплекс принимающих мер при восстающей разработке пластов из пакета в виду роста устойчивости горных выработок и уровня безопасности труда, а также для улучшения технико-экономических показателей.
Ключевые слова: разработка, пласты, пакет, комплекс мер, устойчивость, показатель.
Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 8, 1987

C.Z. 622.692.4.517

Стан, Ал. Д., Стоянович, Д. *Оценка изношенности провода*
Анализированы возможности нахождения расчётом дефекта, появляющего на проводе, постоянным следованием технологических параметров нагнетания, а также расчётное соотношение дебита жидкости, истекшей через заглушенное отверстие, из которого можно получуть всякий элемент отношения.
Ключевые слова: изношенность, провод, расчёт, дефект, отношение, жидкость, отверстие.
Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 8, 1987

C.Z. 622.321 :518.3

Нистор, И. *Термические эффекты в процессе нагнетания сточных вод при эксплуатации месторождений геотермальных вод*
Представлена термическая модель, с помощью которой анализируется влияние нагнетания сточных вод над коллекторами геотермальных вод. Применяя аналитическую модель для месторождения термальной воды Румынии, заключается, что процесс перенагнетания холодной воды не может приводить во время к охлаждению коллектора.
Ключевые слова: термические эффекты, нагнетание, сточные воды, месторождение, геотермальные воды, аналитическая модель.
Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 8, 1987

C.Z. 622.245.5

Георгицою, М., Диикэ Ана *Использование отечественных моющих средств для получения пен для промывки нефтяных и газовых скважин*
По предопределённым критериям выбраны моющие средства, которые могут быть использованы в качестве вспенивателей. Представлены их хорошие результаты, а также некоторых синергетических соединений.
Ключевые слова; моющие средства, промывка, вспениватель, скважина, результаты.
Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 8, 1987

Информации

SOMMAIRE

C.Z. 622.284.9 : 622.281.9

Mataca, E. *La technologie de travail dans les points d'intersection de la taille avec les galéries adjacentes*
On analyse en détail les problèmes crées par le déroulement des travaux dans les points d'intersection de la taille avec les galéries adjacentes, en commencent avec les causes qui se trouvent à la base des phénomènes miniers et finissant avec la technologie de travail. On présente un nouveau type de soutènement marchant pour les points d'intersection de la taille avec les galeries colectrices.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 8, 1987

C.Z. 622.284.76 : 622.283.76 : 622.281.76

Leţu, N., Fodor, I. Rebeleanu, V. *Dimmensionnement, vérification et contrôle du renforcement avec des ancres fixées avec des résines*
On présente le stade actuel du renforcement avec des ancres et les procédés de dimmensionnement et de contrôle de celles-ci.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 8, 1987

C.Z. 622.273.222 : 622.838.7

Oncioiu, Gh., Cozma, E. *L'exploitation des couches d'un paquet*
On présente un complèxe de mesures qui doivent être regardées dans l'exploitation ascendente des couches d'un paquet, en vue de l'augmentation de la stabilité des travaux miniers et du degré de sécurité du travail, de même que pour améliorer les indicateurs techniques et économiques.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 8, 1987

C.Z. 622.692.4 : 517

Stan, Al. D., Stoianovici, D. *L'apréciation du degré d'usure d'un tuyau*
On analyse les possibilités de détection à l'aide des calculs d'un défaut formé sur un tuyau par la poursuite continuelle des paramètres technologiques de pompage, de même que la relation de calcul du débit de liquide écoulé par un orifice bauché de laquelle on pourrait déduire n'importe quel élément de la composition de la relation.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 8, 1987

C.Z. 622.321 : 518.3

Nistor, I. *Les effets thermiques dans le processus d'injéction des eaux ,,usés" dans l'exploitation des gisements d'eaux géothermales*
On présente un modèle thermique à l'aide duquel on analyse l'influence de l'injéction de l'eau usé par de moyens thermiques sur les collecteurs d'eaux géothermales. En appliquant le modèle analytique à un gisement d'eaux géothermales de Roumanie, on tire la conclusion que le processus de réinjection de l'eau froide ne peut pas mener, dans un certain laps de temps, au refroidissement du collecteur.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 8, 1987

C.Z. 622.245.5

Gheorghiţoiu, M., Dincă Ana *L'utilisation des détergents indigènes dans l'obtention des mousses pour la circulation dans les puits de pétrole et gaz*
Les détergents qui peuvent être utilisés comme moussants sont choisis en base des critères établis en préalable. On fait des commentaires à propos des performances de ceux-ci et de certaines combinaisons ,,sinénergétiques".

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 8, 1987

Information

INHALT

C.Z. 622.284.9 : 622.281.9

Mataca, E. *Arbeitstechnologie in den Strebrändern*
Überprüft wird, ausführlich, die Problematik betreffend den Arbeitslauf in den Streb- und Streckenübergang, beginnend mit den Ursachen der bergmännischen Erscheinungen und anschliessend die Arbeitstechnologie.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 8, 1987

C.Z. 622.284.76 : 622.283.76 : 622.281.76

Leţu, N., Fodor, I., Rebeleanu, V. *Dimensionierung, Prüfung und Kontrolle des Harz-geklebten-Ankerausbaus*
Der gegenwärtige Stand der Technik in dem Bereich des Ankerausbaus, zusammen mit den Dimensionierungs- und Prüfverfahren werden vorgestellt.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 8, 1987

C.Z. 622.273.222 : 622.838.6

Oncioiu, Gh., Cozma, E. *Die Gewinnung der Schichten im Paket*
Ein Komplex von Massnahmen für die Gewinnung in steigender Ordnung der Schichten im Paket wird vorgestellt, zwecks der Erhöhung der Stabilität der Grubenbaue, des Sicherheitsgrades und der Verbesserung der technisch-wirtschaftlichen Kennziffer.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 8, 1987

C.Z. 622.692.5 : 517

Stan, Al., Stoianovici, D. *Die Einschätzung des Verschleissgrades einer Rohrleitung*
Überprüft werden die Möglichkeiten der Detektion eines, auf einer Rohrleitung eingetretenen Mangels, durch Rechnungen und durch die kontinuierliche Überwachung der technologischen Pumpenparameter, sowie die Rechenbeziehung der Flüssigkeitsmenge welche durch einen verstopften Loch strömt und auf Grund welcher irgendein Element der Beziehung deduziert werden kann.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 8, 1987

C.Z. 622.321 : 518.3

Nistor, I. *Thermische Wirkungen in dem Prozess der ,,ausgenutzten" Wasserinjektion bei der Gewinnung der geothermischen Wässer*
Vorgestellt wird ein thermisches Modell mit Hilfe welches der Einfluss der Injektion des thermisch ausgenutzten Wassers auf die geothermische Wassersammler untersucht wird. Unter Anwendung des analytischen Modells an eine Lagerstätte von geothermischem Wasser aus Rumänien, folgert man dass die Wiederinjektion des kalten Wassers die Kühlung des Sammlers mit der Zeit nicht eintritt.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 8, 1987

C.Z. 622.245.5

Gheorghiţoiu, M., Dincă Ana *Die Anwendung von inlandischen Waschmitteln zur Herstellung von Förderschaumstoffen in den Öl- und Gasbohrungen*
Die Waschmittel welche, auf vorgegebenen Kriterien, als Schaumstoffe benutzt werden können, vorgestellt werden. Besprochen werden die Leistungen dieser Waschmittel und von einigen ,,synergetischen" Kombinationen.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 8, 1987

Informationen

Industria extractivă minieră la 22 de ani de la istoricul Congres al IX-lea al Partidului Comunist Român

Directivele Congresului al IX-lea al Partidului Comunist Român trasează sarcina lărgirii continue a bazei de materii prime şi dezvoltării, în ritm susţinut, a extracţiei de cărbune, minereuri feroase, neferoase şi substanţe minerale nemetalifere. În raportul prezentat la congres, secretarul general al partidului, tovarăşul **Nicolae Ceauşescu**, *sublinia că,,... este necesar să se acorde toată atenţia sporirii extracţiei în minele existente şi, în acelaşi timp, deschiderii minelor noi la termenele stabilite. O mare importanţă în acest sens o are extinderea metodelor moderne de deschidere, pregătire şi exploatare a minelor ; se va ridica gradul de mecanizare a lucrărilor miniere, mai ales a celor din subteran''.*

În vederea realizării neabătute a programului de dezvoltare a producţiei de materii prime minerale şi resurse energetice, oamenii muncii din industria extractivă minieră au depus eforturi sporite pentru îmbunătăţirea activităţii în toate ramurile de activitate.

Urmare grijii permanente pe care partidul şi statul nostru au acordat-o industriei miniere, an de an s-au alocat importante fonduri de investiţii pentru dezvoltarea şi modernizarea capacităţilor de producţie, precum şi pentru valorificarea unor zăcăminte noi de substanţe minerale utile.

În perioada care s-a scurs de la Congresul al IX-lea al P.C.R., volumul de extracţie în industria minieră a crescut în ritm susţinut.

Producţia de cărbune net a crescut de la 10,3 milioane tone, în anul 1965, la 47,5 milioane tone, în anul 1986, adică de aproape 5 ori. În ritm accelerat s-a dezvoltat producţia de lignit şi cărbune brun, prin crearea de noi capacităţi de producţie, în mod deosebit în bazinul carbonifer al Olteniei. Producţia de lignit şi cărbune brun din anul 1986 a fost de aproape 7 ori mai mare decît cea realizată în anul 1965.

În bazinul carbonifer al Olteniei producţia de cărbune a crescut în anul 1986, faţă de anul 1965, de aproape 25 ori, datorită — în special — punerii în funcţiune a unui număr important de noi linii tehnologice, echipate cu excavatoare cu rotor port-cupe. În prezent în carierele de lignit din acest bazin sînt în funcţiune 72 excavatoare cu rotor şi 29 maşini de haldat, faţă de 3 excavatoare cu rotor şi o maşină de haldat în anul 1965.

Producţia de lignit extras din cariere în anul 1986 reprezintă 66% din producţia totală, faţă de 17% în anul 1965.

An de an a crescut şi nivelul producţiei de huilă. În anul 1986 producţia extrasă prezintă o creştere de 1,8 ori faţă de anul 1965. Au fost create noi capacităţi de preparare a huilei pentru cocs şi semicocs, ceea ce a făcut posibil ca producţia de cărbune cocsificabil realizată în anul 1986 să fie de 27 ori mai mare decît în anul 1965.

În sectorul minereuri metalifere şi substanţe nemetalifere, pentru asigurarea necesarului economiei naţionale în proporţie cît mai mare, au fost atrase în circuitul economic noi zăcăminte şi noi substanţe minerale utile. Au fost date în exploatare zăcăminte de substanţe minerale utile cu conţinuturi de metale mai scăzute, construindu-se capacităţi de prelucrare, dotate

cu linii tehnologice de mare productivitate, în scopul obținerii unor rezultate economice superioare. Astfel, la Întreprinderea minieră Moldova Nouă s-au deschis și pus în funcțiune cariera de banatite cuprifere și uzina de preparare cu 4 linii tehnologice de mare capacitate, iar în prezent sînt în construcție încă 2 linii tehnologice. La Roșia Poieni au fost deschise cariera de minereuri cuprifere și uzina de preparare, dotată de asemenea cu 4 linii tehnologice de mare capacitate.

Prin punerea în funcțiune a acestor mari obiective producția de minereu cuprifer extras și preparat a crescut față de anul 1965 de peste 7,2 ori. În sectorul de minereuri complexe au fost puse în exploatare zăcămintele de la Baia Borșa, Rodna, Coranda-Hondol, producția de minereu complex sporind, față de anul 1965, cu 133%.

În sectorul substanțelor nemetalifere, ritmuri mari de dezvoltare s-au realizat la calcar pentru siderurgie și industria zahărului (de 6,8 ori față de 1965), caolin preparat (5,3 ori), nisip cuarțos spălat (6,0 ori), sare (2,7 ori), cretă preparată (5 ori), cuarț preparat (4,2 ori) și altele.

O contribuție însemnată în dezvoltarea industriei extractive miniere au avut-o introducerea și extinderea progresului tehnic. Un exemplu edificator în acest sens îl constituie faptul că în anul 1986 aproape 80% din producția de lignit și cărbune brun realizată din subteran a fost extrasă din abataje dotate cu complexe mecanizate, față de numai circa 1% în anul 1965.

În sectorul de minereuri neferoase se practică, de asemenea, metode de mare productivitate și cu consumuri reduse de materiale: metoda de exploatare cu surpare în subetaje se aplică la circa 30% din totalul producției extrase din subteran.

Introducerea și extinderea progresului tehnic au influențat pozitiv și consumurile specifice de materiale. Astfel, la lemn de mină pentru cărbune extras, consumul specific la 1 000 t extrase s-a redus cu 70% în anul 1986, față de 1965, iar la extragerea minereurilor neferoase cu aproape 50%.

Locul lemnului a fost ocupat de echipamente mecanizate de susținere, stîlpi metalici cu acționare hidraulică, ancore metalice, prefabricate din beton și alte elemente metalice de susținere, în bună parte recuperabile și refolosibile.

Concomitent cu preocupările pentru creșterea producției, s-a acționat pentru creșterea productivității muncii, obținîndu-se rezultate bune. Productivitatea valorică a muncii a crescut în industria minieră în anul 1986, față de 1965, cu 233%.

În primele 6 luni din anul 1987 eforturile colectivelor de oameni ai muncii s-au concretizat în creșteri însemnate de producție, față de aceeași perioadă din anul 1986.

Producția de cărbune net realizată în semestrul I a.c. depășește cu 11,0% pe cea realizată în semestrul I din anul 1986; nivelul producției de cărbune din anul 1965 se realizează în prezent în mai puțin de 2,5 luni.

S-au obținut, de asemenea, creșteri la cupru și zinc în concentrate, la pirită și altele.

Dintre unitățile care au obținut rezultate bune în îndeplinirea sarcinilor de plan pe semestrul I 1987 sînt de menționat: I.M. Lupoaia, care a depășit planul de lignit pe semestrul I a.c. cu 30%; I.M. Rovinari cu 7%; C.M. Ploiești cu 5%, C.M. Baia Mare care a depășit planul de plumb în concentrate cu 4,8% și la cupru în concentrate cu 11,1%; Centrala sării și nemetaliferelor a obținut un spor la producția marfă, față de plan, de 4,1%.

Volumul de descopertă realizat în carierele de lignit în primele 5 luni din acest an depășește cu 28% nivelul din semestrul I 1986.

Potrivit prevederilor, sarcinile pe semestrul II din acest an prezintă creșteri importante la toți indicatorii de plan, un accent deosebit punîndu-se pe dezvoltarea producției de huilă, lignit și cărbune brun, cupru în concentrate.

În vederea creării condițiilor pentru creșterea producției în semestrul II.a.c., au fost elaborate programe de măsuri la fiecare unitate, urmărindu-se îndeaproape îndeplinirea acestora. Măsurile vizează, în principal, creșterea gradului de utilizare a capacităților existente, creșterea productivității muncii și reducerea consumurilor de materiale și energetice.

În mod deosebit este urmărită realizarea măsurilor din programele de perfecționare a organizării și modernizarea proceselor de producție, elaborate în anul 1986 — la indicația conducerii partidului — și completate cu noi măsuri în cursul acestui an.

De **Ziua Minerului** *ziua tradițională a celor care dezleagă tainele adîncurilor și scot la lumină bogățiile naturale ale țării, minerii, toți oamenii muncii din industria extractivă minieră, se angajează să acționeze cu hotărîre pentru a da economiei naționale cît mai mult cărbune și mai mult minereu.*

Cinstire muncii!

Sub președinția tovarășului **Nicolae Ceaușescu,** secretar general al Partidului Comunist Român, președintele Republicii Socialiste România, marți 23 iunie a.c. s-au deschis lucrările Plenarei comune a Consiliului Național al Oamenilor Muncii din industrie, construcții, transporturi, circulația mărfurilor și finanțe și a Consiliului Suprem al Dezvoltării Economice și Sociale.

În deschiderea lucrărilor plenarei, tovarășul **Nicolae Ceaușescu,** a înmînat înalte distincții unor organizații județene de partid, consilii populare județene, întreprinderi și institute de cercetare care au ocupat locuri fruntașe în întrecerea socialistă pe anul 1986.

„Ordinul Muncii" clasa I pentru locul I:

— *Intreprinderii miniere Voivozi*, județul Bihor
— *Intreprinderii miniere Paroșeni*, județul Hunedoara
— *Minei Baia Sprie*, județul Maramureș
— *Schelei de producție petrolieră Drăgășani*, județul Vîlcea
— *Schelei de foraj Comănești*, județul Bacău
— *Intreprinderii de prospecțiuni și explorări geologice Suceava*, județul Suceava
— *Combinatului minier Ploiești*

„Ordinul Muncii" clasa a II-a pentru locul II

— *Intreprinderii miniere Căpeni*, județul Covasna
— *Minei Fundu Moldovei*, județul Suceava
— *Schelei de producție petrolieră Țicleni*, județul Gorj
— *Schelei de foraj Zădăreni*, județul Arad
— *Intreprinderii de prospecțiuni și explorări geologice Cluj*, județul Cluj
— *Centralei sării și nemetaliferelor București*

„Ordinul Muncii" clasa a III-a pentru locul III:

— *Intreprinderii miniere Sălaj-Sărmășag*, județul Sălaj
— *Carierei miniere Vețel*, județul Hunedoara
— *Schelei de producție petrolieră Berca*, județul Buzău
— *Schelei de foraj Moreni*, județul Dîmbovița
— *Intreprinderii de prospecțiuni și explorări geologice Hunedoara*, județul Hunedoara

Tehnologia de lucru în intersecţiile abatajului cu galeriile adiacente

Dr. ing. **E. Matacă**
I.C.I.T.P.M.L. Craiova

Problematica creată de desfăşurarea lucrărilor în intersecţiile abatajului cu galeriile adiacente a generat, în ansamblul tehnologiei miniere, o serie de soluţii care, însă, nu în toate cazurile au fost eficiente.

În prezent, constatăm că, deşi în aceste zone se consumă o cantitate de forţă de muncă, fiind folosite o serie întreagă de utilaje cu funcţii speciale, totuşi intersecţiile abatajului cu galeriile adiacente constituie o sursă importantă de întreruperi pentru tehnologia de abataj, reprezentînd şi locurile de muncă cu un grad ridicat de periculozitate.

Din aceste considerente, în cele ce urmează, problematica respectivă va fi analizată în detaliu, începînd cu cauzele care stau la baza fenomenelor miniere ce se produc în aceste zone dificile pentru tehnologia de abataj. Vom avea în vedere, în primul rînd, intersecţia cu galeria colectoare, unde fenomenele sînt mai complicate datorită existenţei unor formaţiuni suplimentare. Pentru concepţia şi proiectarea tehnologiei în această zonă este necesar să avem în vedere mai multe aspecte cu caracter geologo-minier.

a. Regimul de presiune minieră este mult mai dificil, datorită suprafeţelor mari care trebuie susţinute, dintre care se remarcă, în mod deosebit, zona galeriei, care a fost deja afectată în timp de instabilitatea şi curgerea rocilor. Necesitatea de a deplasa elementele de susţinere în diferite etape tehnologice (tăierea cu combina în zonă, împingerea transportorului colector) conduce la pistonarea acoperişului, precum şi la dificultăţi în preluarea forţelor de la tavanul abatajului. Vatra înmuiată a galeriei, existenţa unor eventuale jompuri, construite la săparea lucrării, pun mari probleme datorită dezechilibrării susţinerii.

b. Aglomerarea mare de maşini şi utilaje în zonă : capul de acţionare al transportorului de abataj, capul de întoarcere al transportorului colector, temporar combina, eventual maşina pentru săparea nişei, necesită spaţii tehnologice mari la care se adaugă şi gabaritele impuse pentru accesul personalului.

c. Existenţa principalului punct pentru deversarea cărbunelui cu variaţii foarte mari în granulaţie reclamă înălţimea mare a abatajului în această zonă; tot aici sînt prezente şi principalele surse de disconfort prin praful şi zgomotul produs.

d. În zona respectivă este necesar de executat şi operaţiuni auxiliare cu transport în contraflux, ca realizarea coastelor de rambleu, etanşarea chimică a spaţiului exploatat etc.

Soluţiile adoptate pînă în prezent pentru mecanizarea lucrărilor în zonele intersecţiilor au constat în extinderea tehnologiilor din abataj pînă la extremităţile acestuia. Pentru stratele de grosimi mari sau foarte mici acest lucru nu este posibil, întrucît înălţimea lucrărilor de pregătire adiacente abatajului diferă de cea a susţinerii normale din front, lucrările miniere de pregătire fiind denivelate faţă de abataj. De aici a rezultat o primă observaţie importantă, anume aceea că echipamentul de susţinere în intersecţie trebuie să fie conceput, în principal, funcţie de caracteristicile galeriei şi nu ale abatajului. Dar, în zona respectivă din punct de vedere minier galeria se găseşte într-o situaţie specială, fiind supusă regimului dinamic al presiunii din abataj, micşorîndu-şi cu mult secţiunea în imediata apropiere a frontului. Prin urmare, este necesar să fie avute în vedere, la proiectarea tehnologiei, forma şi caracteristicile reziduale ale profilului (rezultate din practica minieră).

În concepţia noastră asupra tehnologiei de lucru din zonele intersecţiei abatajului cu galeriile adiacente, la proiectarea maşinilor şi instalaţiilor din aceste zone, cu referire în mod special la susţinere, se vor lua în primul rînd în considerare caracteristicile reziduale ale galeriei si nu cele ale abatajului.

Din punctul de vedere al caracteristicilor geometrice ale stratelor şi galeriilor adiacente, putem avea următoarele situaţii.

1. Strat orizontal de grosime mică în comparaţie cu profilul galeriei. În acest caz, în zona intersecţiei sînt montate următoarele maşini şi utilaje :

— capul de acţionare al transportorului din abataj;

— transportorul colector;

— dispozitivul de preînţepenire al capului de acţionare;

— dispozitivul de ridicare a capului de acţionare pentru realizarea deversării;

— eventual acţionarea plugului pentru tăiat cărbune.

2. Pentru galeria de refugiu, situaţia este mult simplificată în această intersecţie, putînd să existe ca acţionări—cel mult cea a plugului şi a întoarcerii transportorului. În mod normal însă, aici se găsesc numai capul de întoarcere al transportorului de abataj, precum şi alimentările cu energie electrică şi hidraulică.

3. Pentru stratele orizontale cu grosime foarte mică, galeriile adiacente se amplasează mai jos, pentru a se asigura înălţimea la deversare, precum şi siguranţa preînţepenirii utilajelor.

4. Dacă abatajul avansează concomitent cu galeria de pregătire, cazul metodei de exploatare cu front integral, în această zonă este amplasat și transportorul curb înaintaș pentru săparea acestei lucrări miniere.

5. La exploatarea stratelor înclinate, cel mai important utilaj în galeria de refugiu îl constituie agregatul de ancorare a mașinilor din abataj:

— pentru susținerea, în general, un suport hidraulic de mare rezistență, pășitor;

— pentru combină, troliul de siguranță cu avansare coroborată cu cea a combinei;

— pentru transportor și eventual plug, un dispozitiv hidraulic de preînțepenire.

În cele ce urmează, se vor prezenta tehnologiile de lucru în intersecția abatajului cu galeria colectoare pentru principalele cazuri din practica exploatării din țara noastră.

Tehnologia de lucru cu susținerea în lemn a intersecției abatajului cu galeria colectoare

Sînt cazuri cînd la abatajele cu mecanizare complexă, cu un înalt nivel tehnic, pentru zona intersecției cu galeria colectoare, se recurge la vechiul sistem de susținere cu stîlpi și grinzi de lemn. Această metodă de lucru, deși prezintă un consum mare de materiale și manoperă calificată, poate să fie impusă de o serie de factori tehnico-economici sau organizatorici, între care:

- gabarite necorespunzătoare în galeria colectoare care nu admit soluția cu transportor de preluare glisant, creîndu-se obligativitatea operațiunii de scurtare a transportorului din galerie, ceea ce înseamnă rămînerea acestuia în mod periodic mult în spatele liniei abatajului;
- galeria colectoare, care nu este rectilinie sau este afectată de accidente miniere, nu permite introducerea intersecției mecanizate și nici a unui transportor glisant;
- în cazul acoperișului care se rupe în blocuri mari, este obligatorie susținerea în lemn, în special dacă restul abatajului este susținut cu stîlpi și grinzi, pentru a se evita declanșarea surpărilor din această zonă.

Susținerea cu stîlpi și grinzi de lemn a intersecției abatajului cu galeria colectoare trebuie să rezolve deplasarea fără demontare a capului de acționare al transportorului din abataj, precum și susținerea la gabarite minime a transportorului colector rămas periodic în surpare. Funcție și de gabaritele acestor utilaje, avînd în vedere că mare parte din materiale nu se mai recuperează, tehnologia de lucru are următoarele faze.

Faza I. Începerea lucrului. În această fază combina este împinsă cu tamburii în nișă, transportorul este la front, jugurile de lemn au toți stîlpii montați. Transportorul colector poate să fie scurtat sau rămas în spatele punctului de deversare pe o adîncime de 3—4 scocuri, distanță precis delimitată prin monografia de armare a locului de muncă respectiv.

Faza a II-a. Execuția nișei pentru acționarea transportorului, constituie o operațiune minieră dificilă, realizîndu-se prin operații de perforare, împușcare, ce pot afecta instalațiile electrice și mecanice din zonă. Lungimea nișei este dictată de dimensiunile capului de acționare al transportorului de abataj, precum și de poziția transportorului colector.

Susținerea provizorie a nișei se realizează cu o grindă de lemn sprijinită la un capăt pe jugurile de lemn și la celălalt pe susținerea mecanizată.

Faza a III-a. Susținerea definitivă a nișei. Se realizează prin deplasarea secției 1 de construcție specială, cu grindă mai lungă. Pentru executarea acestei operații, deosebit de dificile, datorită posibilității de antrenare a susținerii din lemn de către secția în deplasare, se va evacua tot personalul din zona intersecției, supravegherea putîndu-se realiza din galerie sau de sub secția 2.

Faza a IV-a. Împingerea transportorului și execuția nișei combinei. Pentru această fază se verifică susținerea din intersecție, se demontează stîlpii de lemn din fața transportorului și se împinge capul de acționare, concomitent cu introducerea tamburilor în nișă. În spatele transportorului se montează stîlpii de lemn pentru sprijinirea jugului. Dacă este necesar, se vor prelungi jugurile de lemn din zona intersecției. Periodic se scurtează transportorul colector și se realizează dirijarea presiunii din zona intersecției prin împușcarea armăturilor de lemn din spatele capului de întoarcere al transportorului colector. În cazul acoperișurilor mai dificile, galeria protejată va fi delimitată de galeria surpată printr-o stivă de protecție. Capul de întoarcere al transportorului colector va fi tractat cu lanțul propriu, fiind interzisă intrarea personalului în spatele liniei care delimitează surparea abatajului.

Tehnologia de lucru în intersecția abatajului cu susținerea prin grinzi și stîlpi metalici individuali

Această metodă este încă frecvent utilizată atît în minele de huilă, cît și în cele de lignit, datorită următoarelor avantaje:

— nu necesită utilaje speciale pentru zona surpării, care ar implica unele construcții unicat și cheltuieli mari;

— tehnologia de lucru este suficient de maleabilă și poate surmonta diferite neregularități sau accidente ale galeriilor;

— există încă suficiente abataje susținute cu grinzi și stîlpi individuali, dotația respectivă

existînd în cadrul minelor, iar tehnologia de lucru este cunoscută.

Fazele de lucru în cadrul acestei metode de susținere sînt următoarele.

Faza I. Începerea lucrului. Transportorul este împins la front, combina are tamburii introduși în nișă, stiva de protecție este montată,

Faza a II-a. Execuția nișei. Se împușcă nișa, se asigură tavanul cu o grindă de lemn sprijinită provizoriu pe stîlpi de lemn, se începe tăierea și se armează secțiile de susținere.

Faza a III-a. Susținerea intersecției. După ce s-au stabilizat rocile deranjate de armarea susținerii mecanizate, se păşesc în față grinzile metalice din zona nișei (alternativ).

Faza a IV-a. Împingerea transportorului. Se scot stîlpii din fața transportorului, se procedează la împingerea acestuia și remontarea stîlpilor în spate. La această tehnologie de lucru este necesară scurtarea frecventă a transportorului colector, care nu poate fi asigurat pe adîncime mare în spatele liniei de surpare.

O atenție deosebită trebuie acordată la deplasarea secțiilor marginale de susținere mecanizată pentru ca acestea să nu antreneze susținerea individuală destul de instabilă din zona intersecției.

Pentru zona galeriei de refugiu, tehnologia este similară, dar mai simplificată, datorită inexistenței problematicii create de transportorul colector.

Susținerea mecanizată a intersecțiilor abatajului cu galeriile adiacente

Pentru intersecția cu galeria de refugiu, în majoritatea cazurilor problema este rezolvată relativ simplu prin extinderea susținerii de abataj în această zonă, eventual utilizîndu-se grinzi de lungime mai mare.

Pentru intersecția cu galeria de refugiu, în majoritatea cazurilor problema este rezolvată relativ simplu prin extinderea susținerii de abataj în această zonă, eventual utilizîndu-se grinzi de lungime mai mare.

Pentru galeria colectoare însă problemele sînt complicate, datorită existenței transportorului colector, funcțiunilor acestuia și modului său de deplasare.

Din acest considerent, au apărut o serie de soluții diversificate din punct de vedere constructiv și funcțional, din care în continuare vom prezenta pe cele mai reprezentative.

● *Soluția* OKP. Este larg răspîndită în minele de cărbune din U.R.S.S. pentru o gamă mare de complexe de abataj. În țara noastră a fost introdusă, în minele cu condiții mai ușoare de zăcămînt. Se caracterizează prin cadre de susținere de lungime mare care funcționează în sistem pereche, cu deplasare alternativă. Aceasta presupune galerii colectoare bine conduse topografic și fără accidente miniere.

Deși tehnologia de susținere în zonă este independentă de cea din abataj, existînd și o secție de linie intermediară, transportorul glisant fiind interblocat cu cel din abataj, practic, operațiile tehnologice în zonă trebuie să se desfășoare într-o ordine strictă, necesitînd uneori întreruperea producției din abataj.

Fazele de lucru constau în :

— împingerea transportorului glisant colector simultan cu cel din abataj ; pentru aceasta trebuie realizată curățarea materialului depus și asigurarea unei supravegheri atente a deplasărilor în mai multe puncte ;

— deplasarea succesivă a secțiilor de susținere, sub o foarte atentă supraveghere.

● *Soluția* CMA—II. A fost concepută pe baza multor observații din exploatare avînd următoarele avantaje.

— Secțiile de susținere din intersecție, similare celor din abataj, cu o lungime redusă (numai grinda fiind mai lungă cu 25 cm), permit funcționarea instalației pe lucrări miniere mai puțin rectilinii.

— Lucrările din intersecție sînt complet independente față de cele din abataj, permițînd o mai mare maleabilitate a lucrului, operațiunile din abataj putîndu-se efectua chiar dacă la intersecție sînt unele probleme nerezolvate.

— Împingerea transportorului și deplasarea secțiilor sînt concepute în așa fel, încît să se poată realiza o interpoziționare reciprocă, astfel că transportorul glisant colector se poate apropia și îndepărta lateral, funcție de punctul de deversare, iar susținerea mecanizată poate realiza rotiri și pivotări pînă la 10° în galerie. Această metodă de lucru s-a extins rapid în diferite variante constructive, la majoritatea minelor din țară.

Soluția CMA—IV. Beneficiind de soluțiile perfecționate ale susținerii CMA—IV, respectiv grinda extensibilă și sprijinitorul de font cu funcție portantă, precum și de portanța mare a acesteia, au fost concepute o tehnologie de lucru și un echipament minier pe principiul CMA—II, dar care în plus realizează și următoarele :

— o portanță mai mică pe vatră datorită lungimii mari a tălpilor secțiilor care se mulează lateral pe transportorul glisant ;

— permit demontarea arcelor metalice din galerie prin simpla utilizare a funcțiunilor grinzii extensibile și ale sprijinitorului de front, caracteristică funcțională deosebită pentru protejarea acoperișului destul de frămîntat și instabil în această zonă.

● *Soluția* Klöckner-Becorit are la bază dimensiunile mari și portanța ridicată a ultimei secții de susținere la capătul abatajului, de care se atașează o plasă laterală rotitoare,

manevrabilă hidraulic, pentru protejarea capului de întoarcere al transportorului colector.

Metoda prezintă avantajul că transportorul colector poate rămîne în spatele liniei abatajului, permiţînd tehnologia de lucru cu scurtarea acestuia.

Susţinerea mecanizată a intersecţiei cu ajutorul unei singure secţii

Pornind de la premisa că galeria colectoare în zona intersecţiei cu abatajul este presionată şi prezintă importante reduceri de profil, a fost concepută o susţinere mecanizată pentru această zonă, formată dintr-o singură secţie care se deplasează în legătură cu transportorul glisant colector în mod alternativ.

Avantajele acestei soluţii constructiv-funcţionale constau în următoarele :

— gabaritul redus al instalaţiei atunci cînd se lucrează în galerii presionate. În cazul în care galeria nu prezintă reduceri de profil, susţinerea mecanizată a intersecţiei se poziţionează în partea opusă a abatajului, iar zona din galeria rămasă liberă se susţine prin extindere cu secţii normale din abataj ;

— se utilizează o secţie de susţinere din abataj, cu puţine modificări posibil de realizat în atelierul minei ;

— susţinerea din intersecţie poate lucra atît independent de restul abatajului, cît şi în legătură funcţională cu acesta.

Dezavantajele acestei soluţii sînt următoarele :

— deplasarea în legătură cu transportorul poate crea probleme, atît la armarea secţiei, cînd forţa de reacţiune în transportor devine insuficientă, cît şi la deplasarea transportorului în situaţia unei presiuni mici în galerie şi cînd prin forţa generată de împingător, secţia de susţinere se deplasează înapoi, forţa de preîntepenire fiind insuficientă în primul caz, forţa de tragere, raportată la transportor, poate fi amplificată prin ancorarea suplimentară a capului de acţionare sau prin realizarea unei contraforţe de-a lungul transportorului. Al doilea caz poate să apară cînd, datorită unei mari stabilităţi a acoperişului, rocile de lîngă pilier nu se surpă şi secţia de susţinere nu mai are rezistenţă de rezemare. Dacă galeria este prea înaltă sau există un gol în tavan, susţinerea nu se reazemă nici pe acoperiş şi, la încercarea de împingere a transportorului, secţia se deplasează înapoi. Acest tip de susţinere mecanizată pentru intersecţie poate să lucreze atît independent în abataj, cît şi în legătură de rezistenţă cu ansamblul capului de acţionare al transportorului, legat, la rîndul său, de restul secţiilor de susţinere.

Pentru minele de huilă şi, în general, pentru stratele înclinate, tehnologia de lucru în intersecţiile abatajului cu galeriile adiacente se complică, datorită necesităţii extragerii aşazisului „şpiţ" de la culcuş şi acoperiş, motiv pentru care în acestea se aplică metode tradiţionale.

În străinătate se utilizează o serie de tehnologii de mecanizare pentru zona intersecţiilor, funcţie de dotaţia din abataj, profilul galeriilor adiacente, dar, în primul rînd, de metoda de exploatare aplicată.

Predomină, în mod special, susţinerea cu stîlpi şi grinzi individuale sau combinaţii ale acestora cu susţinerea mecanizată, datorită necesităţii realizării coastelor de rambleu la metoda de exploatare cu front integral (în avans).

Diversitatea condiţiilor geologico-miniere ale zăcămintelor de cărbuni justifică preocuparea specialiştilor pentru perfecţionarea soluţiilor de susţinere a intersecţiilor abatajelor cu galeriile adiacente.

Susţinerea mecanizată a intersecţiei abatajului cu galeria colectoare, de tip telescopic, independentă de abataj, care funcţionează în legătură solidarizată cu transportorul

Pentru rezolvarea problemelor intersecţiei abatajului cu galeria colectoare, noua concepţie se bazează pe faptul că în această zonă este necesar de realizat o serie întreagă de funcţiuni, care sînt total diferite de procesele tehnologice din restul abatajului şi chiar ale galeriei adiacente. Au fost luate în considerare, de asemenea, fenomenele geologico-miniere particulare care sînt de natură deosebită faţă de zonele adiacente.

În cele ce urmează considerăm necesar să prezentăm premisele care ne-au condus la alegerea soluţiilor constructiv-funcţionale.

Independenţa de deplasare faţă de restul abatajului

Avînd în vedere condiţiile geologico-miniere ale zăcămintelor de cărbune, tehnologiile de extracţie aplicate şi utilajele folosite, putem aprecia că nici în prezent şi nici în viitor nu se va putea realiza o geometrizare completă a galeriilor şi abatajelor. Orice deviere a galeriei colectoare sau modificarea unghiului acesteia cu direcţia abatajului reclamă o serie de instrumentaţii complicate, care nu se pot realiza decît prin modificarea punctului de deversare de o manieră greu controlabilă.

Neregularitatea din ce în ce mai pronunţată a cîmpurilor de abataj determină geometrii neregulate ale panoului de exploatare, necesitatea unor rotiri sau translaţii ale abatajului, cu probleme deosebite pentru punctul de deversare.

Gabaritele reduse ale galeriei adiacente în zona abatajului

Fenomenele presiunii miniere în zona intersecţiei abatajului cu galeriile adiacente sînt amplificate atît de necesitatea deplasării frec-

vente a susținerii în zonă, cît și de presiunea de reazem manifestată în fața frontului și în zona de pilier. Din aceste considerente profilul lucrării miniere în zona respectivă este mult diminuat și are o formă distinctă față de profilul general al abatajului.

Prin urmare, susținerea mecanizată va trebui să aibă o înălțime și chiar o lățime cu variații în game largi.

Rezistențe mari la deplasare

În zona intersecției s-au constatat rezistențe mari, atît la deplasarea susținerii, cît și a transportorului colector, înregistrîndu-se uneori avarierea unor subansamble sau unele dificultăți tehnologice. Dificultățile de deplasare se datorează înmuierii vetrei lucrării miniere, aglomerării de material în zonă, precum și unor rezistențe locale.

Componența utilajului

Susținerea mecanizată a intersecției abatajului cu galeria colectoare de tip telescopic se compune din următoarele subansamble.

a. Placa de bază cu funcție de cap de întoarcere al transportorului glisant colector și masa de preluare a fluxului de cărbune, concepută ca un ansamblu integrat care rezolvă următoarele funcțiuni :

— preluarea cărbunelui, utilizînd întreaga capacitate de antrenare, respectiv cele 3 lanțuri ale transportorului colector, fiind eliminate ghidajele laterale superioare în zona masei de preluare, acestea fiind înlocuite cu pereți de pilnie ;

— accesul rapid și facil la ramura inferioară a lanțului în caz de avariere, datorită utilizării unor mecanisme de prindere cu bolțuri și agrafe ;

— accesul facil și posibilitatea demontării rapide a rolei capului de întoarcere al transportorului în situația aglomerării lanțului avariat la ramura inferioară ;

— rezistența mare a subansamblelor necesare funcției de masă de prelucrare pe care cad bulgări mari de cărbune.

b. Susținerea intersecției care se sprijină pe talpa cu funcție complexă și care reprezintă, de asemenea, o construcție specială formată din :

— barele patrulaterului deformabil, calculate și dimensionate pentru a realiza o înălțime de lucru, în limite mai largi și la alte valori față de susținerea din abataj ;

— grinda portantă așezată pe stîlpi la raportul de 2/1, dar numai pe o porțiune corespunzătoare deschiderii abatajului, pe zona care depășește limita frontului, presiunea minieră fiind cea corespunzătoare zonei de galerie ;

— flipperul pentru sprijinirea peretelui lateral în fața deversării, acționat cu un stîlp hidraulic, subansamblu care mai poate să realizeze și alte operațiuni în zonă legate de poziționarea unor mașini și utilaje, orientarea deversării etc. ;

— grinda extensibilă sau sprijinitorul de tavan, destinate susținerii provizorii a acoperișului rămas liber periodic, în zona dintre secția de susținere și ancoră.

c. Ancora de deplasare a instalației, reprezentînd un ansamblu integrat de dispozitive care realizează :

— ancorarea cu forță mare necesară deplasării întregului ansamblu secție-transportor glisant ;

— susținerea suplimentară în zona manifestării presiunii maxime de reazem ;

— demontarea susținerii de galerie formată din arce metalice.

d. Sistemele de legătură și de poziționare față de transportorul din abataj, respectiv de primele secții de linie, prin intermediul plăcii de bază a capului de acționare al transportorului din abataj.

În zona intersecției sînt montate și alte dispozitive cu caracter special, cum sînt : perforatorul pentru execuția găurilor necesare nișei, tablouri de comandă și semnalizare, macarale etc.

Caracteristici funcționale

Noul tip de susținere mecanizată a intersecției abatajului cu galeria colectoare are o funcționare independentă față de restul abatajului, atît din punctul de vedere al legăturilor fizice, cît și al timpilor de desfășurare a proceselor tehnologice.

Caracteristicile susținerii respective sînt următoarele :

— tipul intersecției este cu funcționare telescopică, independentă de transportorul din abataj ;

— susținerea este de tip scut, dotată cu doi stîlpi dublu telescopici cu capacitate portantă mare ;

— tehnologia susținerii este de tipul „un pas înapoi", dar faza de început a lucrului este „pasul 0" ;

— deplasarea solidarizată cu transportorul glisant colector, prin tractarea față de o ancoră ;

— susținerea intersecției se realizează cu o singură secție extensibilă lateral și longitudinal ;

— sprijinirea peretelui lateral, opus deversării, se realizează cu flipper, cu rol de poziționator ;

— poziționarea față de transportorul din abataj se realizează cu împingători hidraulici.

Caracteristici tehnice

În concepția noii susțineri mecanizate a intersecției sînt luate în considerare — în pri-

mul rînd — caracteristicile reziduale ale galeriei colectoare :

— înălţimea de lucru :
- în zona stîlpilor, m 1,5—2,5 ;
- la vîrful grinzii, m max. 3,5 ;

— lăţimea tălpii, m min. 0,8 ;
— lăţimea grinzii, m min. 0,9 ;
— lăţimea grinzii plus flipperul, m max. 3 ;
— pasul susţinerii, m 0,7 ;
— portanţa susţinerii, kN 2×1 300 ;
— forţa de tragere, kN 2×500 ;
— forţa de poziţionare laterală, kN 3×600.

Procesul tehnologic în zona intersecţiei abatajului cu galeria colectoare

Susţinerea mecanizată a intersecţiei trebuie să se subordoneze procesului tehnologic de abataj, pe ansamblu, în zonă.

În concepţia noului utilaj, care are asigurată independenţa funcţională şi de deplasare, procesele tehnologice în interiorul intersecţiei cu galeria colectoare nu sînt condiţionate strict de desfăşurarea fazelor de lucru din abataj. Este obligatorie însă menţinerea unui decalaj cu deversarea transportorului.

Pentru acest tip de intersecţie mecanizată procesul tehnologic cuprinde următoarele faze.

I. *Faza de început a lucrului.* Diferă faţă de restul secţiilor din abataj, în sensul că acestea, înainte de tăiere, sînt aşezate „un pas înapoia" transportorului, în timp ce secţia din intersecţie este trasă lîngă transportor. Poziţional însă toate secţiile sînt aliniate, decalajul de pas fiind datorat lăţimii motorului şi reductorului.

II. *Faza de împingere a transportorului din abataj.* Este strict dependentă de procesul de tăiere şi nu condiţionează procesele tehnologice din intersecţie.

III. *Faza de deplasare a intersecţiei solidarizată cu transportorul glisant colector.* Se realizează cu transportoarele oprite prin tractare faţă de ancoră.

IV. *Faza corespunzăsoare deplasării ancorei.* Procesul cuprinde şi demontarea armăturilor metalice din galerie.

Fazele de lucru în intersecţie nu sînt obligatorii ca timp de execuţie şi se recomandă să fie executate în perioada întreruperilor netehnologice ale activităţii abatajului.

Noul tip de susţinere mecanizată a intersecţiei abatajului cu galeria colectoare încearcă să rezolve problemele în această zonă dificilă a tehnologiei, printr-o independenţă de deplasare şi prin corelarea funcţiunilor subansamblelor din abataj şi din galerie.

Dimensionarea, verificarea şi controlul consolidării cu ancore fixate cu răşini

Prof. dr. ing. **N. Leţu**
Institutul de Mine Petroşani

Dr. ing. **I. Fodor**, dr. ing. **V. Rebeleanu**
I.C.P.M.S.N. Cluj-Napoca

„Susţinerea ancorată necesită mai mult decît orice alt tip de susţinere un tratament ingineresc"

W. Götze [4]

I. Generalităţi

De modul corect de stabilire a parametrilor ancorării depinde, pe de o parte, eficienţa economică a consolidării cu ancore, iar, pe de altă parte, eficienţa asigurării stabilităţii lucrărilor miniere pentru întreaga perioadă de funcţionare a acestora.

Principalii parametri ai consolidării cu ancore sînt : portanţa, lungimea şi diametrul ancorei, precum şi densitatea de ancorare.

Aceşti parametri pot fi stabiliţi pe baza experienţei cîştigate în domeniu sau prin calcule analitice.

Asupra necesităţii bandajării sau a modului de bandajare se poate decide în funcţie de condiţiile geo-miniere şi caracteristicile fizico-mecanice ale rocilor.

II. Determinarea empirică a parametrilor ancorării

Acest procedeu se poate aplica în unităţile miniere la care consolidarea cu ancore este utilizată în mod curent şi la care personalul tehnic cunoaşte regimul de presiuni, modul de acţionare a ancorelor, respectiv interacţiunea dintre ancore şi masiv.

Experimentările efectuate au demonstrat aplicabilitatea sistemului de consolidare cu ancore cu răşini în următoarele domenii :

- roci nealterabile, a căror rezistenţă la compresiune este de peste 100 kg/cm² şi nu se găsesc în zone tectonizate ;

• dacă în zona frontului lucrarea minieră este stabilă 24 de ore pe o lungime egală cu deschiderea lucrării miniere;

• dacă lucrarea minieră nu se găsește sub influența exploatării;

• dacă adîncimea lucrării este mai mare de 10 ori decît deschiderea.

În condițiile în care lucrarea minieră îndeplinește condițiile prezentate mai sus, se procedează la stabilirea parametrilor ancorării după cum urmează.

Portanța ancorei se determină prin încercări de smulgere și este parametrul principal în funcție de care se stabilesc ceilalți parametri ai ancorării.

În proiectare, aderența la ancoră se ia de 100 daN/cm², iar a rășinii la rocă se estimează cu relația :

$$C = K \cdot \sigma_c, \qquad (1)$$

în care K este un coeficient ale cărui valori variază între 0,05 și 0,15. Valorile minime ale coeficientului se iau pentru roci cu rezistență la compresiune monoaxiale mai mari de 1 200 daN/cm², iar valorile maxime se iau pentru rocă cu rezistența la compresiune de 100—200 daN/cm².

Valoarea portanței se determină cu relațiile :

$$P_a = 1\,000 \cdot l \cdot \pi \, d_a, \qquad (2)$$

$$P_r = K \cdot \sigma_c \cdot l \cdot \pi \, d_g, \qquad (3)$$

unde :

l — lungimea de fixare, cm, se ia de 40 cm pentru o fiolă;

σ_c — rezistența la compresiune a rocii, daN/cm²;

d_a — diametrul ancorei, cm;

d_g — diametrul găurii, cm;

P_a — portanța ancorei în funcție de aderența rășinii la tijă;

P_r — portanța ancorei în funcție de aderența rășinii la rocă.

Se ia în considerare valoarea cea mai mică a portanței rezultată din calcul.

Se recomandă ca portanța ancorei să fie verificată prin încercări de smulgere.

În acest sens se vor face cel puțin trei încercări de smulgere cu ajutorul aparatului de smuls și se va lua în considerare valoarea minimă rezultată în urma încercărilor.

În situația în care portanța ancorei fixată cu rășini este mai mică de 4 t, acest procedeu de consolidare nu poate fi aplicat ca sistem de sine stătător în asigurarea stabilității lucrării miniere.

Lungimea ancorei. Lungimea tijei se ia în funcție de semideschiderea lucrării miniere și portanța ancorei :

$$l = (0{,}75 - 1{,}5)\, a \qquad (4)$$

Valorile maxime se aplică pentru portanța ancorei între 4 și 10 t.

Dacă lungimea ancorei depășește 3 m, se impune aplicarea procedeelor analitice de calcul.

Densitatea ancorării. La stabilirea densității ancorării se au în vedere următoarele :

a—dacă distanța dintre fisuri sau dintre stratificații este mai mică de 1/10 din deschiderea lucrării miniere sau portanța ancorei este sub 10 t, se aplică $d_{minim} = 1{,}25$ ancore/m²;

b—dacă distanța dintre fisurile naturale este mai mică de 1/3 din lățimea galeriei sau portanța ancorei este între 10 și 15 t, se va asigura o densitate de cel puțin 1 ancoră/m²;

c—în condiții de rocă omogenă, cu distanța dintre fisuri mai mare de 1/3 din deschiderea galeriei și portanța ancorei mai mare de 15 t, densitatea ancorării poate scădea la 0,7—0,8 ancore/m².

La stabilirea monografiei de consolidare cu ancore se ține cont de principiul conform căruia ancorele trebuie să fie amplasate, pe cît posibil, perpendicular pe fisuri, crăpături sau stratificație.

Diametrul ancorei se alege în funcție de lungimea ancorei și caracteristicile fizico-mecanice ale masivului și variază între 18 și 28 mm.

Pentru roci slabe și ancore lungi se aleg valorile maxime ale acestui parametru.

Diametrul găurii este în funcție de diametrul tijei și va fi cu cel mult 10 mm mai mare decît diametrul ancorei.

Modul de bandajare

— Pentru roci fisurate, cu caracteristici mecanice scăzute, se aplică sistemul de bandajare cu grile metalice și plăci de formă B sau plăci de lemn, care pot asigura o elasticizare limitată a sistemului.

— Pentru roci omogene, cu rezistență mare, se aplică bandajarea cu plasă și plăci de ancore plate (de formă A).

În toate cazurile ancorele se vor pretensiona pe pereții lucrării miniere.

La unitățile la care nu se utilizează, în mod curent, consolidarea cu ancore și nu se stăpînește, în suficientă măsură, regimul de presiune, se recomandă utilizarea sistemului analitic de stabilire a parametrilor ancorării.

III. Determinarea parametrilor ancorării prin procedee analitice

La stabilirea analitică a parametrilor ancorării, masivul în care sînt săpate lucrările miniere trebuie privit ca material de construcții, drept urmare cunoașterea caracteristicilor fizico-mecanice ale masivului, a eforturilor care iau naștere pe conturul lucrării miniere, a modului de acționare a ancorelor, precum și interacțiunea care ia naștere între masiv și sistemul de ancorare sînt elemente deosebit de importante în stabilirea parametrilor optimi.

În determinarea analitică a parametrilor ancorării deosebim două cazuri distincte.

1. Valoarea eforturilor ce se dezvoltă pe conturul lucrării miniere este mai mică decît valoarea rezistenței rocilor.

În acest caz ne situăm în domeniul deformațiilor elastice; dar, datorită unor fisuri preexistente în masiv, datorită unor discontinuități sau stratificații, rocile din jurul lucrărilor miniere își pot pierde stabilitatea. Ancorarea îndeplinește mai mult rol de protecție și acționează, în principal, ca un sistem care suspendă blocuri de rocă de masivul intact sau care monolitizează un ansamblu de blocuri. Dacă ancorele sînt pretensionate, pe conturul lucrării miniere se produce și modificarea regimului de eforturi, respectiv se reduc eforturile periculoase de întindere și de forfecare, ceea ce conduce la creșterea gradului de stabilitate a rocilor din jurul lucrărilor miniere.

Avînd în vedere că, în acest caz, ancora are mai mult rol de suspendare, la stabilirea lungimii ancorei se pot utiliza relații bazate pe ipoteza bolții de echilibru, iar densitatea de ancorare se stabilește în funcție de greutatea rocilor dintre conturul lucrării miniere și bolta de echilibru.

Relațiile de determinare a înălțimii bolții fiind cunoscute din literatura de specialitate, determinarea parametrilor ancorării nu prezintă probleme deosebite, deci acest caz nu va fi dezvoltat în prezentul articol.

2. Valoarea eforturilor ce se dezvoltă pe conturul lucrării miniere este mai mare decît valoarea rezistenței rocilor.

În acest caz rocile din jurul lucrărilor miniere se fisurează și se fărîmițează, transformîndu-se într-un mediu cu comportare elastică. Ancorarea în aceste condiții acționează asupra masivului prin:

- modificarea regimului de eforturi de pe conturul lucrării miniere;
- suspendarea rocilor fracturate de masivul intact;
- transformarea rocilor fracturate din jurul lucrărilor miniere într-un sistem portant.

Pentru simplificarea problemei, la stabilirea parametrilor consolidării cu ancore vom ignora primii doi factori care influențează, în mod pozitiv, stabilitatea lucrării miniere, deși acțiunea lor a fost demonstrată atît analitic, cît și experimental [1; 2]. Vom lua în considerare numai portanța asigurată de sistemul masiv fracturat și tensionat prin ancorare în condițiile unei galerii de profil circular (fig. 1).

Vom considera această galerie de rază a ancorată cu ancore de lungime l amplasate la distanța d una de alta.

Admițînd că tensiunea din ancoră este transmisă masivului sub un unghi de 45°, grosimea inelului tensionat poate fi aproximată cu relația:

$$G = l - d. \tag{5}$$

Efortul maxim ce poate apare în ancore, ca urmare a pretensionării lor, precum și a tensionării ulterioare sub efectul convergenței

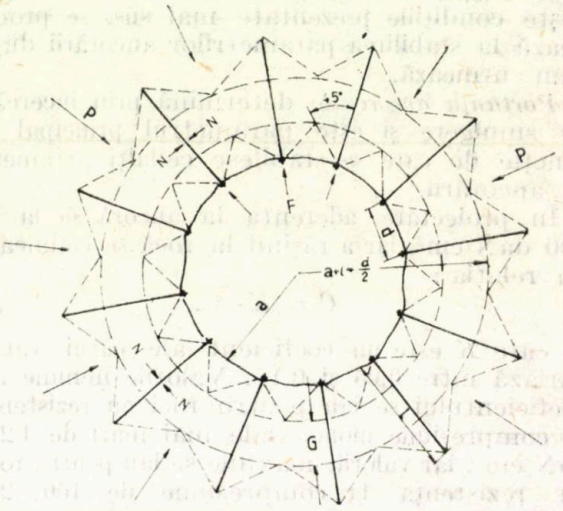


Fig. 1. Consolidarea cu ancore privită ca un sistem care comprimă un inel de rocă elastică.

lucrării miniere este egal cu portanța ancorei echivalentă cu forța de smulgere pe care o vom nota cu F.

Asupra masivului va acționa un efort stabilizator exprimat prin relația:

$$\sigma_r = \frac{F}{d^2}. \tag{6}$$

Considerînd mediul elastic și scriind ecuația de echilibru care guvernează acest mediu avem:

$$\sigma_t = j \cdot \sigma_r, \tag{7}$$

în care t este efortul tangențial apărut prin ancorare;

$$j = \frac{1 + \sin \cdot \varphi}{1 - \sin \cdot \varphi};$$

φ — unghiul de frecare între particulele fracturate.

Înlocuind pe σ_r cu valoarea sa din relația (6), rezultă:

$$\sigma_t = j \frac{F}{d^2}. \tag{8}$$

Forța totală dezvoltată de tensiunea tangențială apărută prin ancorare este:

$$N = \sigma_t \cdot G; \tag{9}$$

$$N = j\frac{F}{d^2}G; \quad N = j\frac{F}{d^2}(l-d). \qquad (10)$$

Sarcina pe care poate s-o preia masivul consolidat cu ancore pe raza sa exterioară este :

$$Q = j\frac{F}{d^2}\cdot\frac{l-d}{a+l-\frac{d}{2}}\cdot \qquad (11)$$

Presiunea la tavanul lucrării miniere, în ipoteza formării în jurul galeriei a zonei de relaxare elastică, după Labasse, este :

$$P = (1-\sin\varphi)\gamma H\left(\frac{a}{b}\right)^{\frac{2\sin\varphi}{1-\sin\varphi}} + \\ + \frac{3}{2}a\gamma\frac{1-\sin\varphi}{3\sin\varphi-1}\left[1-\left(\frac{a}{b}\right)^{\frac{2\sin\varphi}{1-\sin\varphi}}\right], \qquad (12)$$

în care :

φ, γ este unghiul de frecare interioară, respectiv greutatea specifică aparentă ;

H,a — adîncimea, respectiv raza lucrării miniere ;

b — raza zonei de relaxare elastică.

Această relaţie ţine cont de interacţiunea susţinere-masiv, iar asupra valorii presiunii se poate acţiona prin variaţia zonei de relaxare elastică, deci prin acordarea unei elasticizări a sistemului de susţinere.

În cazul concret al consolidării cu ancore, elasticizarea se poate realiza parţial prin plăci de bază sub formă de clopot sau cu elemente din lemn, montate între placa de bază şi masiv. Rezolvarea integrală a problemei se poate face numai în condiţiile utilizării ancorelor elastice sau glisante, care permit cedarea ancorelor fără să-şi piardă capacitatea portantă.

În vederea determinării parametrilor ancorei, vom egala valoarea presiunii P, determinată cu relaţia de mai sus, cu portanţa pe care poate s-o preia inelul consolidat (relaţia 11).

Din această relaţie de echilibru, vom obţine lungimea ancorei :

$$l = d\frac{P\cdot d\left(a-\frac{d}{2}\right)+j\cdot F}{j\cdot F - P\cdot d^2}\cdot \qquad (13)$$

Asupra lungimii ancorei, pentru o deschidere dată de lucrarea minieră, se poate acţiona prin :

— modificarea densităţii de ancorare ;

— portanţa ancorei ;

— modificarea presiunii miniere prin variaţia zonei de relaxare elastică.

Determinarea parametrilor ancorării după relaţiile prezentate mai sus s-a făcut la I.C.P.M.S.N. Cluj-Napoca cu ajutorul calculatorului, utilizînd programul ANCORA — elaborat în acest scop.

Metodologia de calcul consideră masivul ca material de construcţii, care trebuie să preia valoarea presiunii miniere, ţine cont de interacţiunea care ia naştere între ancoră şi masiv, precum şi de posibilităţile tehnologice de aplicare a procedeului.

IV. Reguli de ancorare şi procedee de verificare şi control

— Stabilirea monografiei de armare se face pe baza încercărilor de smulgere şi a calculelor analitice pentru zăcăminte la care procedeul este nou. Procedee empirice de stabilire a parametrilor ancorării se admit la unităţi la care ancorarea se aplică în mod curent.

— Ancorarea trebuie să urmărească imediat frontul de lucru înainte ca redistribuirea eforturilor de pe conturul lucrării miniere să producă fisurarea masivului de roci. În acest fel convergenţa lucrării miniere va contribui la tensionarea ancorelor, la reducerea eforturilor de întindere şi la consolidarea masivului.

— Amplasarea ancorelor se va face, pe cît posibil, perpendicular pe stratificaţie.

— Se interzice evacuarea rocii fracturate din spatele bandajelor ; dacă sistemul de bandajare este deteriorat, acesta se va repara imediat sau se va completa prin montarea unor ancore suplimentare.

— În condiţiile modificării caracteristicilor fizico-mecanice ale rocilor, se vor efectua încercări de smulgere şi se vor redimensiona parametrii consolidării cu ancore.

— Dacă se înregistrează ruperi de ancore, acestea se vor înlocui imediat cu ancore mai lungi cu cel puţin 50 cm decît ancorele cu care s-a efectuat consolidarea, fără a se demonta bandajele sau a se evacua roca din spatele bandajelor.

Concluzii

Asupra stadiului actual al consolidării cu ancore şi a procedeelor de dimensionare, verificare şi control se pot trage următoarele concluzii.

— În tehnica minieră mondială sistemul de consolidare cu ancore a cunoscut o perfecţionare continuă şi s-a extins treptat în cele mai diverse condiţii.

— Actualele sisteme de ancorare utilizate asigură consumuri de materiale reduse şi productivitate mare la punere în operă.

Procedeele moderne de ancorare se pretează la mecanizare și automatizare.

— Ancorarea cu rășini, care este superioară sistemelor precedente, s-a implementat și în industria minieră românească și se utilizează în pondere mai mare decît celelalte sisteme de ancorare.

Eficiența economică poate fi îmbunătățită prin mecanizarea și automatizarea procedeului de punere în operă.

Deducțiile analitice și experimentările practice au demonstrat că ancorarea cu rășini poate fi utilizată și în galeriile în jurul cărora se formează un inel de rocă fracturată.

— Consolidarea cu ancore poate contribui la rezolvarea unor probleme dificile cu care se confruntă în prezent mineritul din țara noastră ca urmare a înrăutățirii regimului de presiune cauzat de creșterea adîncimii de exploatare, precum și extinderea exploatării în condiții mai grele.

Ancorele utilizate în combinație cu susțineri de ranforsare reduc sarcina pe susținere și pot asigura menținerea lucrării miniere în stare corespunzătoare pînă la satisfacerea integrală a scopului pentru care au fost executate.

— În dimensionarea consolidării cu ancore, masivul în care sînt săpate lucrările miniere s-a tratat ca material de construcții, luîndu-se în considerare interacțiunea care ia naștere între masiv și ancoră, precum și un număr mare de factori de influență ce acționează asupra stabilității lucrării miniere. S-au ignorat o serie de factori pozitivi, care nu s-au putut prinde în relații și care acționează asupra stabilității lucrării miniere cu o pondere mai mică.

— Aplicarea sistemului de consolidare cu ancore la scară largă impune elaborarea instrucțiunilor de utilizare, de verificare și control. De asemenea, sînt necesare dotarea unităților miniere cu aparataj adecvat și instruirea personalului ingineresc asupra performanțelor sistemului, a modului de acționare a ancorelor asupra masivului și a avantajelor tehnico-economice pe care le oferă.

— Extinderea domeniului de utilizare a ancorelor impune dezvoltarea cercetărilor pentru asimilarea și experimentarea ancorelor elastice.

Aplicarea susținerii ancorate (mai ales în condiții de presiuni excesive) necesită un tratament ingineresc al problemei, dar eforturile sînt compensate prin eficiența economică pe care o asigură sistemul.

Bibliografie

[1] Zaslavskii, I. Z. *Kreplenie podzemnih soorujenii.* Ed. Nedra, Moscova, 1979.

[2] Kastner, H. *Statik des Tunnel und Stolennbause.* Springer Verlang, Berlin, 1962.

[3] Fodor, I. *Metodologie și aparatură modernă în studiul presiunilor miniere în teren și pe modele.* I.D.T., 1970.

[4] Götze, W. *Planung von Ankerausbau Flöz.* Gückkauf, nr. 17, 1981, p. 1107.

Exploatarea stratelor din pachet

Conf. dr. ing. **Gh. Oncioiu**
asist. ing. **E. Cozma**
Institutul de Mine Petroșani

I. Criterii privind ordinea de exploatare a stratelor din pachet

În majoritatea cazurilor, zăcămintele de cărbune se prezintă ca un pachet de strate cu înclinare mică, medie sau mare, separate între ele prin roci sterile.

Înainte de exploatare, stratele din pachet se află în stare naturală de tensiune în echilibru. Extragerea unui strat distruge starea de echilibru a rocilor din pachet, conduce la o nouă repartiție a stării de tensiune, aceasta influențînd stabilitatea lucrărilor miniere.

Prin extragerea stratului superior, înaintea celui inferior, se produce supraminarea stratului inferior; prin exploatarea stratului inferior, înaintea stratului superior, se produce subminarea stratului superior.

Din punctul de vedere al influenței extragerii unui strat din pachet asupra extragerii stratelor învecinate, se pot deosebi strate independente și strate apropiate. Stratele din pachet se consideră i n d e p e n d e n t e dacă exploatarea lor nu influențează celelalte strate; ordinea de exploatare a acestor strate se poate face în orice succesiune în spațiu și timp. Stratele a căror exploatare afectează extragerea celorlalte strate din pachet și la exploatarea lor se impune a lua în considerare ansamblul condițiilor de așezare a zăcămîntului se numesc s t r a t e a p r o p i a t e.

Pentru a asigura stabilitatea lucrărilor de pregătire la exploatarea pachetului de strate, este necesar a alege corect ordinea de exploatare a stratelor din pachet. Pe lîngă asigurarea stabilității lucrărilor de pregătire, ordinea adoptată de exploatare a pachetului de strate trebuie să asigure:

— executarea transportului în condiții optime;

— aerajul lucrărilor de pregătire și al abatajelor;

— degazarea stratelor;
— excluderea apariției focurilor subterane;
— pierderi minime de cărbune;
— concentrarea maximă a lucrărilor de exploatare;
— volum minim de lucrări de pregătire.

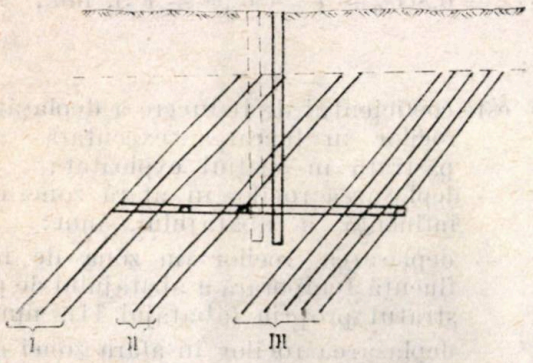


Fig. 1. Gruparea stratelor (trei grupe de strate).

Pregătirea stratelor apropiate din pachet se poate realiza în comun sau separat. În cazul cînd pregătirea se face în comun, galeriile se pot executa în cîmp sau pe stratul din acoperiș (fig. 1).

Ordinea de exploatare a stratelor în grup poate fi ascendentă, descendentă sau mixtă.

La exploatarea stratelor din grup, succesiunea de exploatare a stratelor în timp prezintă o deosebită importanță. Stratele exploatate în ordine ascendentă, descendentă sau mixtă se pot extrage împreună, simultan și succesiv.

În cazul extragerii succesive, pregătirea și exploatarea următorului strat se face după exploatarea integrală a stratului precedent, în limitele cîmpului minier. Extragerea succesivă a stratelor, în cazul ordinii descendente de exploatare, se admite pentru întreg grupul de strate, fără nici un fel de restricții (fig. 2).

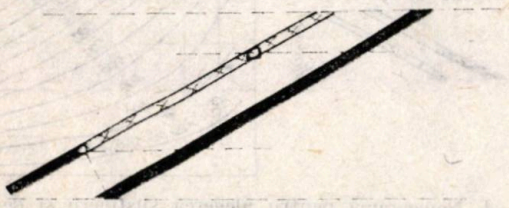


Fig. 2. Exploatarea descendentă a pachetului de strate.

Pentru ordinea ascendentă, extragerea succesivă se admite numai în cazul cînd distanța dintre strate este mai mare decît:

$$6 \cdot m \cdot \cos \alpha,$$

unde:

m este grosimea stratului inferior;
α — înclinarea stratelor.

La extragerea simultană a stratelor, se impune ca decalajul dintre frontul de abataj, de pe stratul din acoperiș și cel din culcuș, să fie mai mare decît:

$$2\, l_{surp} + 0{,}2\, h,$$

unde:

h este distanța dintre strate, pe normală;
l_{surp} — pasul de surpare a acoperișului principal (fig. 3).

În cazul extragerii simultane, înaintarea frontului de abataj trebuie să fie în aceeași direcție pe ambele strate.

În cazul exploatării stratelor apropiate (distanța dintre strate mai mică decît $6 \cdot m \cdot \cos \alpha$) se poate aplica extragerea comună a stratelor, în ordine descendentă. Direcția fronturilor lucră-

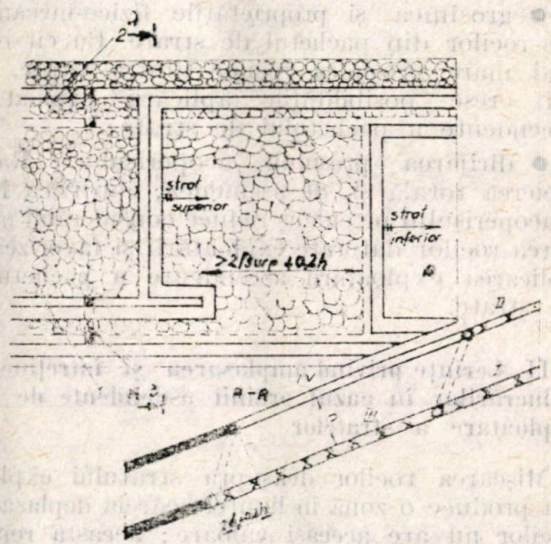


Fig. 3. Schema de exploatare succesivă comună a două strate în ordine descendentă în cazul sistemului mixt de exploatare cu transport pe suitorul din spate:
1 — 2 — galerie de transport și aeraj; *3* — suitor; *I — IV* — succesiunea de exploatare a abatajelor.

rilor de abataj pe ambele strate trebuie să fie aceeași și așezarea lor strict suprapusă.

Extragerea ascendentă a stratelor se impune în următoarele condiții:

— prezența în pachet a unui strat periculos la erupții de gaze și cărbune;

— prezența în pachet a unui strat predispus loviturilor de acoperiș; subminarea stratului periculos reduce sau, în general, exclude fenomenul loviturilor de acoperiș;

— prezența în pachet a unor strate cu conținut ridicat de gaze;

— cînd în pachetul de roci se află un strat acvifer;

— cînd în mijlocul pachetului de strate cu înclinare mare se află strate groase, a căror

exploatare poate să conducă la distrugerea totală a rezervelor de cărbune din stratele din pachet;

— cînd pentru satisfacerea cerințelor industriei se cere, în primul rînd, exploatarea stratelor de cărbune de calitate superioară, indiferent de poziția pe care o ocupă acestea în pachetul de strate.

Posibilitatea și eficiența exploatării ascendente a stratelor din pachet depinde de o serie de factori dintre care enumerăm:

- unghiul de înclinare a stratelor apropiate. La înclinări mici și medii, de regulă, se aplică ordinea de exploatare descendentă a stratelor, pe cînd la înclinări mari este posibilă exploatarea ascendentă a stratelor. La aceasta contribuie aplicarea metodelor de dirijare a presiunii cu rambleierea spațiului exploatat datorită curgerii rambleului gravitațional;
- grosimea și proprietățile fizico-mecanice ale rocilor din pachetul de strate. Cu cît este mai mare grosimea rocilor dintre strate, cu atît cresc posibilitățile aplicării exploatării ascendente a pachetului de strate;
- dirijarea presiunii acoperișului. Rambleierea totală și, de asemenea, coborîrea lină a acoperișului pe culcuș reduce considerabil mișcarea rocilor datorate exploatării și favorizează aplicarea exploatării ascendente a pachetului de strate.

II. Cerințe privind amplasarea și întreținerea lucrărilor în cazul ordinii ascendente de exploatare a stratelor

Mișcarea rocilor deasupra stratului exploatat produce o zonă în limitele căreia deplasarea rocilor nu are aceeași valoare; aceasta reprezintă mulda de mișcare, care este o zonă de influență a spațiului exploatat asupra stratelor și feliilor de roci superioare.

Gradul de influență a subminării depinde nu numai de grosimea rocilor dintre strate, ci și de o serie de alți factori, cum sînt: grosimea stratului subminat, proprietățile fizico-mecanice ale rocilor înconjurătoare, grosimea feliilor de roci și succesiunea lor, unghiul de înclinare a stratelor, lungimea și viteza de avansare a frontului de abataj, metoda de dirijare în spațiul exploatat, mărimea decalajului dintre fronturile de abataj și de timpul scurs de la extragerea stratelor, necesar formării muldei de mișcare.

La exploatarea ascendentă a pachetului de strate, galeria de bază de pe stratul superior se va menține la o distanță mai mare decît $2\,l_{surp}+0{,}2\,h$ față de frontul de abataj din stratul inferior.

Drept galerie de aeraj se utilizează galeria de bază a etajului superior, care este protejată artificial.

Durata de existență a galeriei de bază, păstrată la limita cu spațiul exploatat și utilizată pentru aeraj la exploatarea etajului inferior, poate fi împărțită în perioade, în care mișcarea rocilor reprezintă:

$$U_{ex} = 0{,}8(U_0 + U_1 + U_1^{act} + U_2),\ \text{mm},$$

unde:

0,8 este coeficientul de reducere a deplasării rocilor în lucrarea executată și păstrată în spațiul exploatat;

U_0 — deplasarea rocilor în afara zonei de influență a abatajului, mm;

U_1 — deplasarea rocilor în zona de influență temporară a abatajului de pe stratul propriu (abatajul II), mm;

U_1^{act} — deplasarea rocilor în afara zonei de influență a abatajului, de pe stratul propriu în lucrarea executată vecină în imediata apropiere, mm;

U_2 — deplasarea rocilor în zona de contrapresiune a abatajului din aval de pe stratul propriu (abatajul IV), mm.

Pentru alegerea susținerii care să asigure profilul necesar pe toată durata de existență a lucrării se vor utiliza nomogramele din figura 4, întocmite pentru susțineri artificiale tip stivă, orgă și ziduri de rambleu.

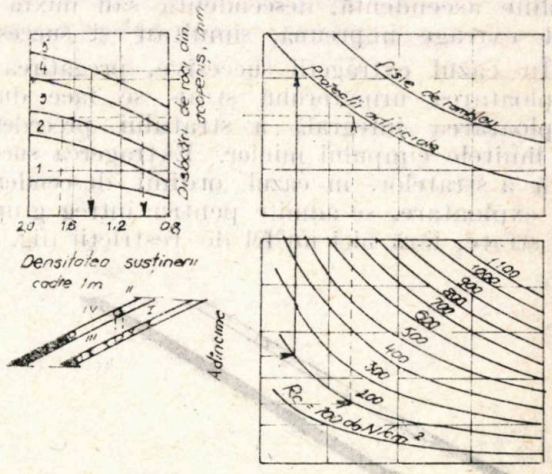


Fig. 4. Nomogramă pentru alegerea susținerii și densității ei în lucrare, susținută în masivul deranjat, în condiții tipice, și schema de exploatare a pachetului de strate:
1 — susținere de lemn; *2* — susținere SG — 18; *3* — susținere SG—18 consolidată cu susținere ancorată; *4* — susținere SG—23; *5* — susținere SG—23 consolidată cu ancore; *I—IV* — succesiunea de exploatare a abatajului.

În cazul cînd se lichidează galeria de transport și se sapă o altă galerie de aeraj în vecinătatea ei, deplasările rocilor în galeria nou executată vor fi:

$$U_{ex} = 0{,}8(U_0^{act} + U_1),\ \text{mm},$$

unde :

0,8 este coeficientul de reducere a deplasărilor rocilor în lucrarea executată în imediata apropiere a spațiului exploatat ;

U_0^{act} — deplasarea rocilor în afara zonei de influență a abatajului de pe stratul unde se amplasează lucrarea, mm ;

U_1 — deplasarea rocilor în zona de influență a abatajului de pe stratul propriu (etajul IV pentru galeria de aeraj), mm.

Alegerea tipului de susținere și a densității de montare se recomandă să se facă utilizînd nomogramele din figura 5.

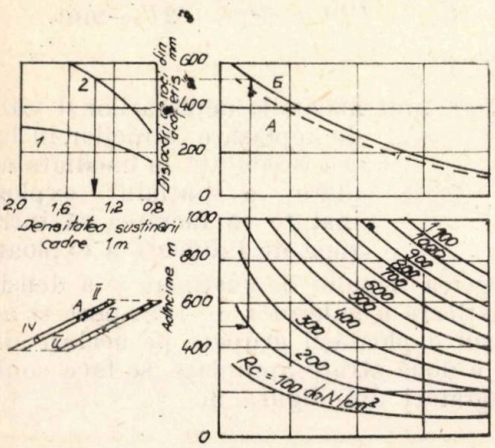


Fig. 5. Nonogramă pentru alegerea susținerii și densității ei în lucrarea susținută în masivul deranjat, în condiții tipice, și schema de exploatare a pachetului de strate : *A* — galerie de transport ; *B* — galerie de aeraj ; *1* — susținere în lemn.

În cazul cînd stratele au înclinarea mai mare de 20°, se va aplica schema de grupare a stratelor cu ajutorul galeriilor transversale (fig.6).

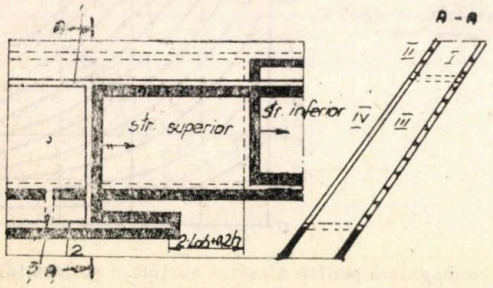


Fig. 6. Schema de exploatare succesivă comună a două strate, în ordinea descendentă, în cazul sistemului mixt de exploatare cu transport pe galeria transversală : *1* și *2* — galerie de transport și aeraj ; *3* — galerie transversală ; *I—IV* — succesiunea de exploatare a abatajelor.

Gruparea stratelor apropiate cu înclinare mare și grosime mică se poate realiza cu transportul la galeria transversală intermediară situată înapoia sau în fața frontului de abataj. În aceste cazuri, etajul se exploatează în cîmpuri de abataj cu o aripă.

Deplasările rocilor în galeriile transversale, în cazul exploatării succesive a două strate, se determină cu ajutorul relației :

$$U_{ex} = U_0 + U_1 + U_1^{act} + U_n + 0{,}8\ U_2,\ \text{mm}$$

unde :

U_0 este deplasarea rocilor în afara zonei de influență a abatajului, mm ;

U_1 — deplasarea rocilor în zona de influență temporară a abatajului de pe stratul propriu (abatajul II) ;

U_1^{act} — deplasarea rocilor în afara zonei de influență a abatajului de pe stratul propriu în lucrarea vecină din imediata apropiere, mm ;

U_n — deplasarea rocilor din cauza subminării, mm ;

U_2 — deplasarea rocilor în zona de contrapresiune a abatajului din aval de pe stratul propriu (abatajul IV), mm.

Pentru alegerea susținerii lucrărilor ce se protejează artificial, în cazul exploatării simultane a două strate, se vor utiliza nomogramele din figura 7.

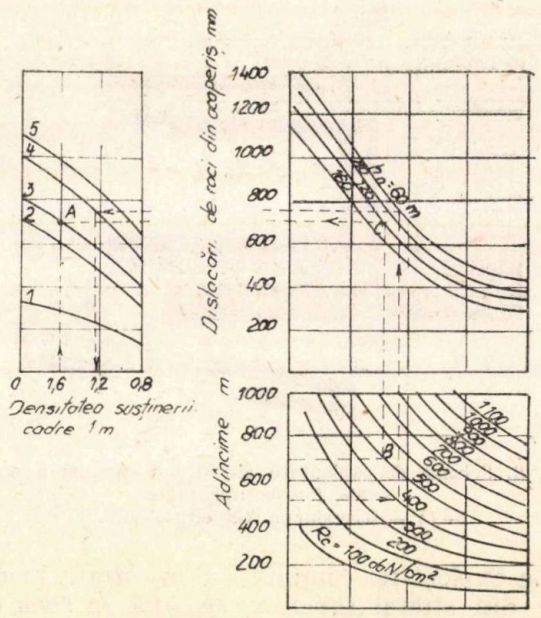


Fig. 7. Nomograme pentru alegerea susținerii și densității de montare a acesteia (pentru schema din fig. 6) : *1* — susținere în lemn ; *2* — susținere SG—18 ; *3* — susținere SG—18 consolidată cu ancore ; *4* — susținere SG—23 ; *5* — susținere SG—23 consolidată cu ancore.

Mai puțin favorabilă din punctul de vedere al concentrării lucrărilor miniere, dar mult mai ușoară pentru întreținerea lucrărilor de

pregătire din stratul superior, este exploatarea succesivă pe grupe a stratelor în ordine ascendentă. În acest caz, lucrările de pregătire de pe stratul superior se execută în masivul subminat și mărimea totală a deplasărilor rocilor în aceste lucrări, în cazul cînd nu se lasă pilier de siguranță în stratul inferior, reprezintă cel mult 80% din deplasările rocilor în lucrările stratului izolat.

În cazul cînd distanța dintre strate este mai mică decît trei grosimi ale stratului inferior, este posibilă exploatarea lor simultană. Exploatarea simultană a stratelor din pachet favorizează concentrarea lucrărilor miniere și reducerea cheltuielilor de întreținere. Ordinea predominantă de exploatare a unor astfel de strate este descendentă. Se admite amplasarea fronturilor din cele două strate în aliniament.

În practică, este posibilă, în caz extrem, ordinea ascendentă (fig. 8). În acest caz, frontul din stratul inferior nu trebuie să depășească frontul stratului superior cu mai mult de 2 m. O astfel de schemă de exploatare necesită corelarea perfectă a lucrărilor de abataj din cele două strate.

O dată cu exploatarea, lucrările de pregătire din stratul superior se lichidează, iar pentru etajul următor galeria de aeraj se sapă la contactul dintre rocile surpate și masivul de cărbune.

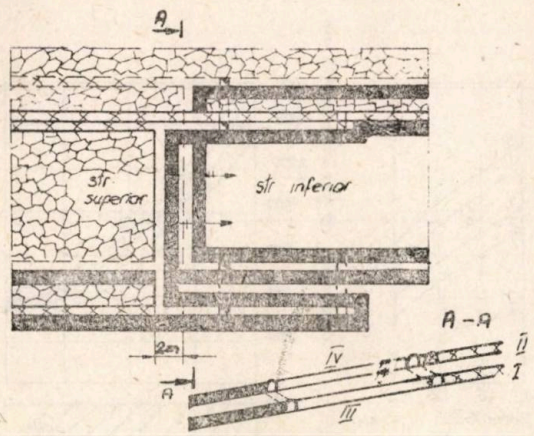


Fig. 8. Schema de exploatare simultană comună a două strate foarte apropiate :
I—IV — succesiunea de exploatare.

La exploatarea comună a două strate, lucrările din stratul superior se află în zona de influență a exploatării stratului inferior.

Deplasarea rocilor în galeria de transport, lichidată după exploatarea cîmpului de abataj din stratul superior, se determină prin însumarea deplasărilor în diferite perioade :

$$U_{ex} = U_0 + U_1 + U_3, \text{ mm},$$

unde :

U_0 este deplasarea rocilor în lucrare din momentul săpării pînă cînd aceasta intră sub influența lucrărilor de abataj, mm ;

U_1 — deplasarea rocilor datorită influenței abatajului din stratul superior, mm ;

U_3 — deplasările de roci datorate influenței exploatării cîmpului de abataj din stratul inferior, mm.

Ținînd seama de distanța mică dintre strate, se poate considera $U_3 = U_1$. Prin urmare :

$$U_{ex} = U_0 + 2U_1, \text{ mm}.$$

Deplasările rocilor în galeria de aeraj, care se execută în imediata vecinătate a spațiului exploatat, se determină cu relația :

$$U_{ex} = U_0^{act} + 5v_0^{act} + 2U_1, \text{ mm},$$

unde :

U_0^{act} și v_0^{act} sînt mărimile deplasărilor și vitezele de deplasare a rocilor în lucrarea executată în imediata apropiere a spațiului exploatat, înainte ca lucrarea să intre în zona de influență a exploatării.

Alegerea tipului de susținere și a densității de susținere a galeriilor de transport și aeraj, în cazul exploatării grupate pe același aliniament a două strate apropiate, se face conform nomogramei din figura 9.

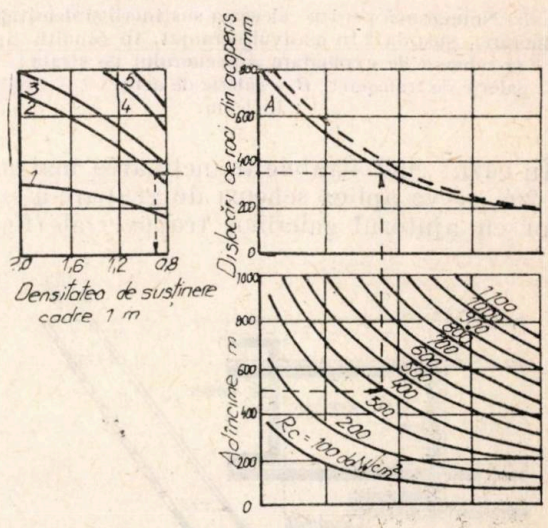


Fig. 9. Nomogramă pentru alegerea susținerii și densității de susținere (pentru schema din fig. 8) :
1 — susținere în lemn ; *2* — susținere SG—18 ; *3* — susținere SG—18 consolidată cu susținere ancorată ; *4* — susținere SG—23 ; *5* — susținere SG—23 consolidată cu susținere ancorată.

În cazul subminării lucrărilor de cîmp sau a celor executate pe strat, ce se află în afara zonei de influență a lucrărilor de abataj din stratul propriu, principiile de amplasare ale acestora se păstrează.

III. Dimensionarea pilierilor de siguranță a galeriilor ce se află în masivul subminat

Pentru protejarea lucrărilor ce se execută pe stratul subminat se proiectează pilieri de siguranță numai în cazuri extreme.

Lățimea pilierului de siguranță pentru protecția unei lucrări singulare, ce se află în stratul subminat, este dată de relația :

$$l_p = 3\, l_{cp}\left(1 - \frac{U_{kp}}{K_k \cdot U_{pex}}\right),\ \text{m},$$

iar pentru protecția lucrărilor perechi se poate utiliza relația :

$$l_p = 3 l_{cp}\left(1 - \frac{U_{kp}}{K_k \cdot U_{pex}}\right) + B,\ \text{m},$$

în care :

l_{cp} este dimensiunea zonei de apariție a contrapresiunii, m ;

U_{kp} — deplasările calculate ale rocilor din acoperiș, în cazul susținerilor deschise, m ;

U_{pex} — deplasările totale ale rocilor în urma subminării, m ;

B — distanța dintre lucrările perechi.

Concluzii

Experiența privind executarea lucrărilor de pregătire în masivul subminat sau pe stratul subminat și cercetările geomecanice realizate atestă faptul că — în condiții determinate — cu respectarea complexului de măsuri pentru creșterea stabilității lucrărilor de pregătire, este posibilă extracția fără avarii a pachetului de strate în ordine ascendentă.

Principalele măsuri ce trebuie respectate la exploatarea în ordine ascendentă a stratelor din pachet sînt :

— alegerea schemei raționale de pregătire a pachetului de strate apropiate ;

— păstrarea distanței cerute, în spațiu și timp, a lucrărilor ce se execută în stratul subminat, față de lucrările de abataj din stratul care subminează ;

— alegerea caracteristicii optimale a susținerii, densității de montare a acestora ;

— protejarea artificială a lucrărilor subminate ;

— protejarea lucrărilor din stratul subminat cu ajutorul pilierilor de siguranță lăsați în stratul care subminează ;

— dirijarea presiunii în abatajele de pe stratul care subminează prin rambleiere totală ;

— o importanță deosebită prezintă metoda protejării lucrării subminate la extracția stratului propriu ;

— evaluarea corectă a gradului de influență a subminării asupra lucrărilor ce se păstrează la limita cu spațiul exploatat pentru neutilizare.

Calculul deplasărilor rocilor în lucrările subminate în cazul diferitelor scheme de exploatare a pachetului de strate, realizate pentru o serie întreagă de condiții geologice tip, arată că întreținerea fără reparații a lucrărilor în cazul multor condiții identice nu se asigură în toate cazurile. De aceea este necesar să se facă o prognoză a apariției presiunii rocilor, ținînd seama de influența lucrărilor de abataj din stratul care subminează și stratul propriu, precum și a factorilor tehnico-minieri și geologici.

Utilizarea complexului de măsuri analizat, privind creșterea stabilității lucrărilor ce se execută în masivul subminat, duce la creșterea gradului de securitate a muncii și îmbunătățirea indicatorilor tehnico-economici.

Bibliografie

[1] Covaci, Șt. *Exploatări miniere subterane.* Vol. I, Ed. didactică și pedagogică, București, 1983.

[2] Covaci, Șt., Bădulescu, D. *Exploatări miniere în subteran. Exemple de calcul.* Ed. tehnică, București, 1982.

[3] Cirakov, C. M. *Opredelenie vozmojnih uslovii otrabotki plastov.* Ugol, 1, 1984.

[4] Bajin, N. P. *Ohrana podrabativaemih podgotovitelnih virabotok.* Moskva, Nedra, 1978.

Aprecierea gradului de uzură la o conductă

Dr. ing. **Al. D. Stan**,
student **D. Stoianovici**
Institutul de Petrol și Gaze Ploiești

În timpul exploatării unei conducte sau unui alt sistem de transport, pot apărea pe acestea defecte datorită coroziunii sau ruperilor, defecte ce apar din diferite cauze, asupra cărora nu insistăm acum.

Defectele au diverse mărimi și, datorită faptului că, de cele mai multe ori, sistemul de transport este îngropat, depistarea lor se face cu dificultate, timp în care, prin porțiunea cu defecte, se scurg însemnate cantități din produsele transportate.

Depistarea punctului de formare a unui defect

Depistarea unui defect este o problemă interesantă în exploatarea unei conducte, indiferent dacă defectul are o evoluție lentă în timp sau apare ca urmare a unui accident local.

Prima situație este mai dificil de observat, deoarece modificarea parametrilor considerați, de regim normal, se realizează în timp, avînd o evoluție lentă, ceea ce îngreunează depistarea defectului. Tot ca o dificultate în depistarea cît mai rapidă a unui defect o constituie mărimea acestuia.

Astfel, se apreciază că un defect mai redus se depistează mult mai greu decît unul mai mare.

Teoretic, rezultă că o urmărire atentă a bilanțului de produse pompate dintr-un punct și recepționate în altul poate conduce la depistarea locului unde s-a format un defect, indiferent de mărimea acestuia.

Prezența unui defect prin care se scurge debitul Q_e face să se modifice regimul hidraulic din amontele și avalul său. În acest scop, se admite că la o distanță l_1, măsurată din punctul inițial al conductei, presiunea din conductă avea înaintea realizării defectului mărimea p_{d1} și după ce acesta s-a format p_{d2}.

De asemenea, tot înaintea formării defectului, debitul transportat între punctul inițial și defect se admite Q_1 ca apoi, imediat după apariția defectului, se reduce în punctul inițial la Q_2, iar la capătul final ajunge debitul Q_3.

Între aceste debite, în cazul transportului unui produs petrolier lichid, se află egalitatea :

$$Q_2 = Q_3 + Q_e. \tag{1}$$

Înainte și după formarea defectului, ecuațiile lui Bernoulli, corectate cu pierderile de presiune ce au loc între punctul inițial și defectul conductei, permit scrierea ecuațiilor :

$$p_{i1} + \rho g z_i = p_{d1} + \rho g z_d + \frac{8\rho Q_1^2 l_1 \lambda_1}{\pi^2 d^5}, \tag{2}$$

$$p_{i2} + \rho g z_i = p_{d2} + \rho g z_d + \frac{8\rho Q_2^2 l_1 \lambda_2}{\pi^2 d^5}, \tag{2'}$$

p_{i1} și p_{i2} reprezintă presiunile de pompare din punctul inițial înainte și, respectiv, după formarea defectului. z_i este cota punctului inițial, iar z_d a punctului de pe conducta unde s-a format defectul. Cu ρ s-a notat densitatea fluidului transportat prin conducta cu diametrul interior d. λ_1 și λ_2 reprezintă coeficienții de rezistență hidraulică corespunzători debitelor Q_1 și, respectiv, Q_2.

Dacă se introduc notațiile : $\Delta p_i = p_{i1} - p_{i2}$ și $\Delta p = p_{d1} - p_{d2}$ din ecuațiile (2) și (2') se găsește :

$$\Delta p_i = \Delta p + \frac{8\rho l_1}{\pi^2 d^5}(Q_1^2\lambda_1 - Q_3^2\lambda_2) \tag{3}$$

Între defectul conductei și punctul final cu cota z_f, unde presiunea rămîne permanent la valoarea p_f se pot scrie, similar cu relațiile (2) și (2'), alte două ecuații în care pierderile de presiune prin frecări sînt generate de debitele Q_1 și, respectiv, Q_3, care dau prin scădere formula :

$$\Delta p = \frac{8\rho l}{\pi^2 d^5}(Q_1^2\lambda_1 - Q_3^2\lambda_3) - \frac{8\rho l_1}{\pi^2 d^5}(Q_1^2\lambda_1 - Q_3^2\lambda_3) \cdot \tag{4}$$

Cu λ_3 s-a notat coeficientul de rezistență dat de debitul Q_3, iar l este lungimea conductei. Prin eliminarea presiunii diferențiale Δp din relațiile (3) și (4), se găsește distanța l_1 măsurată din punctul inițial pînă la locul defectului :

$$l_1 = \frac{\Delta p_i - \frac{8\rho l}{\pi^2 d^5}(Q_1^2\lambda_1 - Q_3^2\lambda_3)}{\frac{8\rho l}{\pi^2 d^5}(Q_3^2\lambda_3 - Q_2^2\lambda_2)} \cdot \tag{5}$$

Se observă că urmărirea atentă a debitelor de pompare Q_1, Q_2 și Q_3 duce la obținerea, prin calcul, a lungimii l_1.

Exemplu de calcul

Printr-o conductă cu lungimea $l = 57\,830$ m și diametrul interior $d = 0{,}1524$ m se transportă petrol cu $\rho = 915$ kg/m^3 și viscozitatea cinematică $\nu = 2{,}95 \cdot 10^{-6}$ m^2/s. La un debit de petrol $Q_1 = 0{,}018241$ m^3/s s-a înregistrat o presiune $p_{i1} = 35{,}6207 \cdot 10^5$ N/m^2; apoi, la un moment dat, presiunea de pompare s-a redus la $p_{i2} = 29{,}0709 \cdot 10^5$ N/m^2; debitul pompat tot în punctul inițial a fost $Q_2 = 0{,}017100$ m^3/s, iar la punctul final s-a înregistrat $Q_3 = 0{,}016120$ m^3/s.

Cu datele din exemplul de calcul rezultă următoarele valori :

$$\lambda_1 = 0{,}0209,\ \lambda_2 = 0{,}0213 \text{ și } \lambda_3 = 0{,}0216,$$

deoarece numerele lui Reynolds pentru cele trei regiuni de curgere au respectiv valorile :

$$Re_1 = 51\,656,\ Re_2 = 48\,427 \text{ și } Re_3 = 45\,653.$$

În toate aceste cazuri coeficienții de rezistență s-au calculat cu relația lui Blasius [2], care se aplică pentru un anumit număr al lui Reynolds, Re, cînd valoarea coeficientului de rezistență :

$$\lambda = 0{,}3164/Re^{0{,}25}. \tag{6}$$

Înlocuirea tuturor mărimelor duce la obținerea valorii lui $l_1 = 0{,}1702$ m, ceea ce arată că defectul s-a format probabil în imediata apropiere a capătului inițial al conductei.

Din relația (5), se observă că, în situația în care parametrii tehnologici, înainte de apariția defectului (Q_1, p_{i1}) și după apariția acestuia

(Q_2, p_{i2}), sînt urmăriți cu atenție, punctul unde se formează defectul se determină cu ușurință.

Scurgerea fluidului printr-un defect astupat

Fluidul scurs prin defect se filtrează prin mediul poros adiacent acestuia care joacă rolul de a regla mărimea debitului scurs prin defect.

Scurgerea fluidului prin mediul poros este complicată atît ca urmare a faptului că liniile de curent prezintă geometrii complexe, cît și prin aceea că regimul de filtrare se modifică continuu, de la ieșirea din orificiu pînă la suprafața solului.

Pentru un orificiu cu aria secțiunii s și coeficientul de debit α, debitul de lichid se ce scurge prin orificiu are expresia :

$$Q_e = \alpha s \sqrt{\frac{2}{\rho}(p_{d2} - p_e)} = \alpha s v_0. \qquad (7)$$

Așa cum s-a precizat, p_{d2} este presiunea din interiorul conductei, iar p_e presiunea din exteriorul defectului.

Coeficientul α are valori dependente de geometria orificiului și de regimul de curgere prin defect. De obicei, în calculele practice se ține seama doar de prima dependență.

Valorile lui α, cuprinse între 0,6 și 0,7, sînt suficient de exacte. v_0 este viteza medie de scurgere a fluidului prin orificiu.

După scurgerea fluidului prin orificiu, acesta se filtrează prin mediul poros adiacent defectului către suprafața solului.

Viteza de filtrare se calculează cu formula lui Darcy :

$$v = -\frac{k}{\mu}\frac{\mathrm{d}p}{\mathrm{d}x}. \qquad (8)$$

în care :

k este permeabilitatea mediului poros ;

μ — viscozitatea dinamică a fluidului ;

$\frac{\mathrm{d}p}{\mathrm{d}x}$ — gradientul de presiune datorită căreia se realizează filtrarea, distanța x fiind măsurată de la nivelul orificiului.

Tot debitul de fluid care traversează o secțiune $S(x)$ a mediului poros se scrie în funcție de acesta :

$$Q_e = -S(x)\frac{k}{\mu}\frac{\mathrm{d}p}{\mathrm{d}x}. \qquad (9)$$

Obținerea secțiunii $S(x)$ se deduce observînd că viteza într-un punct de pe suprafața solului, situat la distanța r față de verticala ce trece prin defectul conductei, va fi :

$$v = \frac{k}{\mu}\cdot\frac{p_e - p_a}{\sqrt{H^2 + r^2}}, \qquad (10)$$

iar viteza v_n normală suprafeței în același punct este :

$$v_n = \frac{k}{\mu}\cdot\frac{p_e - p_a}{\sqrt{H^2 + r^2}}\cos\theta =$$

$$= \frac{k}{\mu}\frac{p_e - p_a}{\sqrt{H^2 + r^2}}\cdot\frac{H}{\sqrt{H^2 + r^2}}, \qquad (11)$$

în care :

θ este unghiul format de verticala locului ce trece prin defect cu dreapta ce unește defectul cu punctul de viteză v.

Se observă că viteza v_n se reduce pe suprafața solului proporțional cu r^2. Dacă se introduce viteza de referință v_s, ca fiind cea mai mare viteză normală la suprafață, anume pentru $r = 0$, rezultă :

$$v_n = v_t\frac{H^2}{H^2 + r^2}. \qquad (12)$$

Se constată că poate fi introdusă o anumită rază r_∞, astfel încît viteza v_n să fie suficient de mică, practic egală cu zero, și în acest fel debitul de fluid filtrat la suprafața solului prin cercul de rază r_∞ va fi :

$$Q_e = 2\pi\int_0^{r_\infty} v_n r\,\mathrm{d}r = \pi H^2 v_s\int_0^{r_\infty}\frac{2r\,\mathrm{d}r}{H^2 + r_2^\infty} =$$

$$= \pi H^2 v_s \ln\frac{H^2 + r_\infty^2}{H^2}. \qquad (13)$$

Se poate admite că la suprafața solului, prin cercul de rază r_∞, se filtrează același debit ca prin cercul de rază $H\sqrt{\ln\frac{H^2 r_\infty^2}{H^2}}$; în aceasta din urmă viteza de filtrare este constantă și egală cu v_s.

Dacă se admite o variație lineară în raport cu x a ariei de filtrare $S(x)$ prin mediul poros :

$$S(x) = s + \frac{x}{H}\left(\pi H^2 \ln\frac{H^2 + r_\infty^2}{H^2} - s\right), \qquad (14)$$

rezultă, avînd în vedere și relația (9), ecuația diferențială în p și x :

$$\mathrm{d}p = -\frac{\mu Q_e}{k}\cdot\frac{H}{sH + x\left(\pi H^2 \ln\frac{H^2 + r_\infty^2}{H^2} - s\right)}\mathrm{d}x. \qquad (15)$$

În acest fel, filtrarea fluidului prin mediul poros este asimilată cu filtrarea printr-un trunchi de con cu ariile bazelor s și $\pi H^2 \ln \frac{H^2 + r_\infty^2}{H^2}$ și înălțimea H.

Ecuația diferențială obținută se integrează cu următoarele condiții la limită:

$$\text{la } x = 0, \quad p = p_e; \tag{16}$$

$$\text{la } x = H, \quad p = p_a.$$

Cu acestea, integrarea ecuației (15) se efectuează cu ușurință și duce la rezultatul:

$$Q_e = \frac{k(p_e - p_a)\left(\pi H^2 \ln \frac{H^2 + r_\infty^2}{H^2} - s\right)}{\mu H \ln \pi \frac{H^2}{s} \ln \frac{H^2 + r_\infty^2}{H^2}}. \tag{17}$$

Debitul obținut este egal cu acela dat de formula (7), ceea ce face posibilă scrierea egalității:

$$\frac{k(p_e - p_a)\left(\pi H^2 \ln \frac{H^2 + r_\infty^2}{H^2} - s\right)}{\mu H \ln \pi \frac{H^2}{s} \ln \frac{H^2 + r_\infty^2}{H^2}} =$$

$$= \alpha s \sqrt{2 \frac{p_{d2} - p_e}{\rho}}. \tag{18}$$

Relația obținută permite să se determine oricare dintre variabilele care o compun. Practic, cel mai mare interes îl prezintă determinarea mărimii defectului pe conductă, adică secțiunea s, care dă și gradul de uzură al conductei.

Este posibil ca ecuația (18) să se pună și sub o formă simplificată. Astfel, se știe că pentru un argument x există aproximația:

$$\ln (1 + x) \approx x \tag{19}$$

și datorită acesteia se poate scrie imediat:

$$\ln \left(1 + \frac{r_\infty^2}{H^2}\right) \approx \frac{r_\infty^2}{H^2}. \tag{20}$$

Termenul $\pi H^2 \ln \frac{H^2 + r_\infty^2}{H^2} - s$ se scrie succesiv $\pi H^2 \ln \frac{H^2 + r_\infty^2}{H^2} - s = \pi H^2 \frac{r_\infty^2}{H^2} - s \approx \pi r_\infty^2$,

(21)

unde se observă că aria s s-a admis mult mai mică decît πr_∞^2.

În același mod se poate proceda și cu numitorul fracției din membrul sting al ecuației (18), care devine:

$$\frac{k(p_e - p_a)\,\pi r_\infty^2}{H \ln \pi \frac{r_\infty^2}{s}} = \alpha s \sqrt{2 \frac{p_{d2} - p_e}{\rho}}. \tag{22}$$

Egalitatea obținută poate fi scrisă în funcție de cele două viteze medii v_0 și v_s, admițînd coeficientul de debit $\alpha = 1$ sub forma:

$$\frac{v_0}{v_s} = \frac{\frac{\pi r_\infty^2}{s}}{\ln \frac{\pi r_\infty^2}{s}}. \tag{23}$$

Prin introducerea notației $y = \pi \frac{r_\infty^2}{s}$, funcția $f(y)$ capătă expresia:

$$f(y) = \frac{v_0}{v_s} = \frac{y}{\ln y} \tag{24}$$

și se reprezintă, în raport cu y, numai pentru valori pozitive ale acestuia, ca în figura 1.

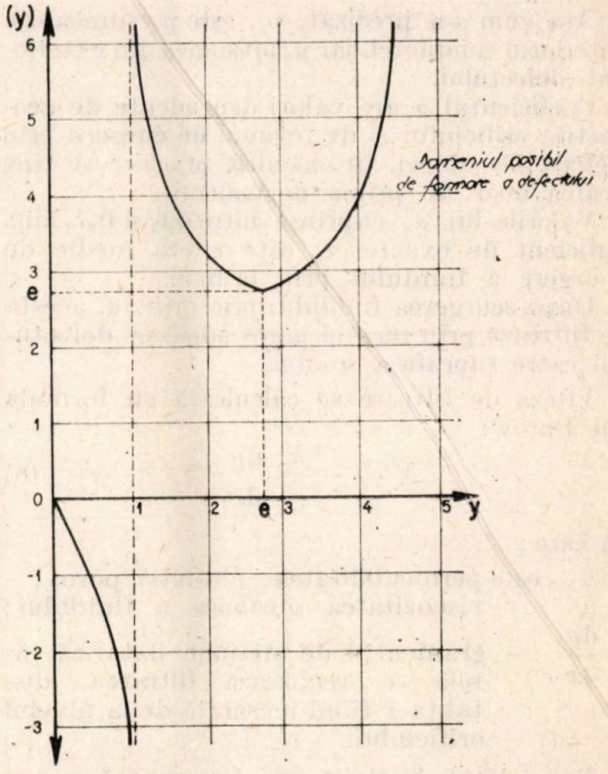


Fig. 1

Se observă că raportul v_0/v_s este negativ pentru $0 \leqslant y \leqslant 1$, ceea ce înseamnă că în acest interval de variație a lui y cele două viteze v_0 și v_s nu sînt compatibile.

Raportul v_0/v_s este pozitiv pentru orice $y > 1$, iar cea mai mică valoare a acestuia este la $y = e$ și are mărimea:

$$\left(\frac{v_0}{v_s}\right)_{min} = \frac{e}{\ln e} = e, \tag{25}$$

ceea ce înseamnă, teoretic, că limitele de variație pentru v_0/v_s sînt situate, după părerea noastră, între e și ∞.

Criterii pentru aprecierea gradului de uzură al conductei

Analiza graficului redat în figura 1 arată că parametrul $\frac{\pi r_\infty^2}{s}$ poate avea două zone distincte de variație și anume de la 1 la e și de la această valoare pînă la infinit.

Se poate dovedi, simplu, că în primul domeniu nu este posibilă variația parametrului $\frac{\pi r_\infty^2}{s}$.

Astfel, pornind de la definiția razei r_∞, aceasta ar trebui să satisfacă relația:

$$\varepsilon \leqslant \frac{H^2}{H^2 + r_\infty^2}, \tag{26}$$

ε fiind un număr pozitiv și suficient de mic.

Din relația (26) se obține imediat:

$$r_\infty^2 \leqslant \frac{H^2(1-\varepsilon)}{\varepsilon} \approx \frac{H^2}{\varepsilon}. \tag{27}$$

Aproximația admisă a fost datorită faptului că $\frac{1}{\varepsilon} \geqslant 1$.

În situația în care parametrul adimensional $\frac{\pi r_\infty^2}{s}$ ar fi situat în domeniul $(1-e)$, atunci ar trebui ca:

$$1 \leqslant \frac{\pi r_\infty^2}{s} \leqslant e \tag{28}$$

ceea ce ar duce la inecuațiile echivalente:

$$1 \leqslant \frac{\pi H^2}{\varepsilon s} \leqslant e. \tag{29}$$

Acestea ar duce, evident, la o contradicție privind valoarea lui ε, deoarece s-ar realiza simultan inecuațiile:

$$\varepsilon \leqslant \frac{\pi H^2}{s} \text{ și } \varepsilon \geqslant \frac{\pi H^2}{es}. \tag{30}$$

Aceste inecuații nu îndeplinesc simultan condițiile pe care trebuie să le îndeplinească numărul ales ε suficient de mic.

Ori, în domeniul de variație a parametrului $\frac{\pi r_\infty^2}{s}$ de la e la ∞, rezultă:

$$e \leqslant \frac{\pi H^2}{\varepsilon s} \leqslant \infty. \tag{31}$$

Apare evident că pentru o anumită valoare a lui s, rezultă că:

$$\varepsilon \leqslant \frac{\pi H^2}{es} \tag{32}$$

și tot în intervalul $(e-\infty)$ are loc și inegalitatea mereu posibilă:

$$\pi H^2 \leqslant \infty(\varepsilon s). \tag{33}$$

De altfel, domeniul de variație a raportului v_0/v_s de la 1 la e, trebuie exclus ca fiind posibil de realizat practic deoarece aici parametrul $\frac{\pi r_\infty^2}{s}$ este apropiat de unitate ceea ce ar duce, potrivit ecuației de continuitate, și la o valoare apropiată a lui v_0 de v_s, ci nicidecum la un raport foarte mare v_0/v_s, cum arată graficul din figura 1

Și din aceste considerente, apreciem că raportul $\frac{\pi r_\infty^2}{s}$ se poate situa practic doar între e și ∞, ceea ce duce la posibilitatea scrierii simultane a inecuațiilor:

$$0 \leqslant \frac{s}{\pi r_\infty^2} \leqslant \frac{1}{e}. \tag{34}$$

Aceasta înseamnă că orice defect practic pe o conductă de transport are mărimea situată în domeniul:

$$s = (0-0{,}3678)\ \pi r_\infty^2. \tag{35}$$

Aria secțiunii defectului reprezintă, evident, un parametru important pentru aprecierea gradului de uzură al conductei.

Pentru un anumit parametru admis ε și adîncimea de îngropare a conductei H, raza r_∞ se poate determina cu ușurință potrivit relației (27). Această precizare a fost făcută deoarece practic mult mai ușor se poate cunoaște adîncimea H decît raza r_∞, iar parametrul ε depinde de precizia admisă a calculelor.

Evident, o conductă fără defect are $s = 0$, ceea ce permite să se aprecieze că aceasta are un grad de uzură nul.

Cu cît gradul de uzură este mai avansat și s crește.

Din calcule a reieșit că cea mai mare valoare pe care poate să o aibă s este $0{,}3678\ \pi r_\infty^2 = \pi(0{,}6065 r_\infty)^2$ și corespunde unui grad maxim de uzură egal cu unitatea.

Efectiv s se poate calcula din ecuația și are valoarea:

$$s = \frac{Q_e}{\alpha v_0} = \frac{Q_e}{\alpha \sqrt{2\frac{p_{a2} - p_e}{\rho}}}. \tag{36}$$

Din aceste considerente se poate defini gradul de uzură u cu ajutorul relației:

$$u = \frac{s}{\pi (0{,}6065\ r_\infty)^2}. \qquad (37)$$

Se observă, cu ușurință, că gradul de uzură u are valori situate între 0 și 1, ceea ce-i conferă acestuia posibilitatea de a fi un etalon al uzurii conductei.

Concluzii

Formarea unui defect pe o conductă de transport pentru produse petroliere duce, în principiu, la modificarea regimului de mișcare din amonetele și avalul defectului.

Urmărirea atentă a parametrilor hidrodinamici de transport poate duce la depistarea locului și a mărimii defectului format.

În lucrare s-a stabilit un invariant al mișcării fluidului viscos scurs prin defect și acela prin mediul poros adiacent defectului și, ca urmare a acestuia, a fost determinat un criteriu analitic pentru aprecierea gradului de uzură al unei conducte cu defecte.

Bibliografie

[1] Creţu, I. *Hidraulica generală și subterană*. Ed. didactică și pedagogică, București, 1983

[2] Oroveanu, T., Stan Al. D., Talle, V. *Transportul petrolului* Ed. tehnică, București, 1985.

Efectele termice în procesul de reinjectare a apelor „uzate" în exploatarea zăcămintelor de ape geotermale

Asist. ing. **I. Nistor**

Institutul de Petrol și Gaze Ploiești

Considerații generale

Apele geotermale sînt sisteme fizico-chimice extrem de complexe. Această complexitate este consecința directă a condițiilor de geneză a acestor ape [3; 14]. Astfel, apele geotermale sînt ape puternic mineralizate și, în marea lor majoritate, conțin, în cantități însemnate, dioxid de carbon în soluție. În plus, s-au găsit în aceste ape fenoli, metan, hidrogen sulfurat etc. De asemenea, aceste ape prezintă, de cele mai multe ori, o radioactivitate relativ ridicată.

Urmare a alcătuirii structurale a acestor ape geotermale și nivelele energetice ridicate la care lucrează aceste sisteme, apar dificultăți deosebit de mari în procesele de valorificare a energiei termice considerabile pe care o încorporează zăcămintele de ape geotermale.

O primă dificultate este aceea că depunerea masivă a carbonaților duce la obturarea materialului tubular prin care circulă aceste ape. Cercetările de laborator [8; 12; 13] au elucidat mecanismul depunerii carbonaților, arătîndu-se că factorul de bază în acest proces este ieșirea dioxidului de carbon din soluție, fapt ce conduce la modificarea echilibrului ionic în zăcămînt și în tuburile de la suprafață. În condițiile din zăcămînt, dioxidul de carbon, în asociere cu apa mineralizată, generează un fluid polar, acid, care a determinat de-a lungul timpului geologic un cvasiechilibru între mediul solid-poros-permeabil și apa geotermală. Variațiile de temperatură și presiune în sistemul de extracție determină modificări structurale ale apei geotermale, îndeosebi prin presiunea de saturație a dioxidului de carbon. Dacă presiunea în sistem scade sub presiunea de saturație a dioxidului de carbon ($\approx$50 bar), acesta iese din soluție, dezechilibrînd ionic sistemul și determinînd depunerea carbonaților. În condițiile menționate mai sus, depunerea carbonaților poate apare în zona de filtru a sondei, pe coloana sau țevile de extracție, în instalația de suprafață a sondelor, prin conductele de transport de la suprafață, în schimbătoarele de căldură etc., provocînd blocarea acestora.

O a doua dificultate în exploatarea zăcămintelor de ape geotermale este determinată de caracterul puternic corosiv al acestor ape imprimat, în principal, tot de prezența dioxidului de carbon

Alt neajuns este acela că deversarea apelor „uzate termic" în natură provoacă poluarea mediului ambiant datorită prezenței fenolilor, radioactivității etc.

Eforturile întreprinse în direcția înlăturării neajunsurilor semnalate mai sus nu s-au soldat cu rezultate dintre cele mai favorabile. Astfel, utilizarea polifosfaților, în vederea prevenirii depunerii carbonaților, nu rezolvă decît în mică măsură acest aspect, deoarece are loc depunerea altor săruri [8].

Reinjectarea apei „uzate termic" rezolvă problema poluării mediului înconjurător, dar

maniera în care se aplică acest proces considerăm că nu este cea mai adecvată. Datorită tratamentelor fizico-chimice la care este supusă, precum și prin eliminarea dioxidului de carbon din soluție, apa care se injectează este o apă net distinctă de apa din zăcămînt [10; 13] și, prin urmare, această apă va fi incompatibilă cu colectorul și cu fluidele din zăcămînt. Din acest motiv și, dacă procentul de minerale argiloase din colector este mare, receptivitatea sondelor de injecție va scădea și va conduce, în final, la blocarea fizico-chimică totală a acestora. Singura cale de a menține echilibrul ionic la nivelul condițiilor din zăcămînt este reținerea dioxidului de carbon în apa geotermală. Aceasta implică realizarea unui sistem-circuit închis în care dezechilibrările ionice să fie reduse la minimum posibil. Aceasta ar însemna ca sistemul „la zi" să lucreze foarte aproape de presiunea de saturație a dioxidului de carbon într-un circuit închis extracție-injecție [13], în care căldura să fie preluată prin intermediul unor schimbătoare de căldură. În felul acesta vor fi soluționate, atît problema depunerilor carbonaților, cît și cea a poluării. În plus, prin reinjectarea apei „uzate termic" se realizează menținerea nivelului energetic al zăcămîntului, precum și mărirea considerabilă a factorului de recuperare a energiei termice.

Cercetările [5; 6; 15] au arătat că rezultatele aplicării procesului de reinjectare a apei uzate termic sînt, în mare măsură, funcție de loc și că răspunsul colectorului la injecție ceste puternic dependent de proprietățile fizico-chimice ale formației și de starea termodinamică a fluidelor din zăcămînt.

S-a pus, în mod firesc, întrebarea dacă nu cumva apa rece injectată nu va conduce, în timp, la „răcirea" zăcămîntului. În imaginea noastră nu există pericolul scăderii temperaturii de zăcămînt în cadrul acestui proces de recirculare a apei geotermale. Referindu-ne la modelul lui Jaeger [7] rezultă că solidificarea unei intruzii granitice are loc în decursul a $0{,}016\ G^2$ ani, unde G este grosimea intruziei, în metri. Pentru grosimi de 1; 2 și 3 km, timpul de solidificare reprezintă 0,2; 0,6 și respectiv 1,4 milioane ani. În aceste perioade are loc solidificarea sîmburelui ($\sim$500°C) și temperaturi depășind 350°C se mențin la distanțe față de sîmbure de ordinul de mărime egal grosimii intruziei. Pe măsura răcirii centrului intruziei, temperatura plutonului și a rocilor înconjurătoare rămîne desupra temperaturii de 350°C în decursul unei perioade depășind de cîteva ori perioada solidificării inițiale. Deci, după modelul lui Jaeger [7], rezultă că fundamentul cristalin de sub zăcămîntul de apă geotermală, ce va fi luat spre analiză, va pulsa energie termică la nivelul „timpului geologic" și, ținînd seama că mediile poros-fisurat-permeabile sînt mai favorabile transferului de căldură [3; 5; 16], opinăm că punerea condiției la limita exterioară a sistemului, că $T = ct.$ este justificată și reală și, prin urmare, se poate asimila zăcămîntul din punct de vedere termic cu un rezervor de mărime infinită, cu temperatură constantă pe conturul natural de alimentare termică și, practic, cu energie termică inepuizabilă. În acest model termic pierderea de căldură a sistemului exploatat prin recircularea apelor folosite la zi ($T \simeq 30°$) nu apare ca sens fizic. Se mai subliniază și faptul, pus în evidență de cercetările experimentale [5; 16], că viteza de propagare a undei termice și conductivitatea termică cresc prin ridicarea presiunii sistemului, ca atare în condițiile din zăcămintele de ape geotermale transferul de căldură de la conturul natural de alimentare termică la apa care circulă prin zăcămînt va fi mai accelerat, ca atare și sub acest aspect pierderile de căldură în sistemul extracție-injecție nu apar. Dacă însă, în zăcămînt, începe să se dezvolte curgerea bifazică, o dată cu ieșirea gazelor din soluție, proprietățile de transfer termic ale sistemului se înrăutățesc.

În contextul celor prezentate mai sus, cu scopul susținerii acestor afirmații, se va prezenta, în continuare, o aplicație numerică a unui model analitic [16], cu referire la un zăcămînt de apă geotermală din partea de vest a României.

Variația temperaturii apei injectate de-a lungul sondei de injecție

Temperatura apei de injecție la o anumită adîncime în sonda de injecție și după timpul t de la începutul procesului de injecție poate fi calculată cu relația [16]:

$$T(z.\ t) = \frac{\Gamma}{\beta}(\beta \cdot z - 1) + \left(T_v - T_s + \frac{\Gamma}{\beta}\right) \cdot \exp(-\beta \cdot z), \qquad (1)$$

unde:

T_v este temperatura apei injectate la gura sondei, °C;

z — cota pe verticală față de gura sondei, m;

Γ — gradientul geotermic, °C/m;

β — indicatorul transferului de căldură care se calculează cu relația:

$$\beta = \frac{2\pi}{q \cdot C_f \rho_f \cdot \frac{1}{\lambda} \cdot \ln 2r_f/d}, \qquad (2)$$

în care :

q este debitul de injecție al apei, m^3/s;

$C_j\rho_j$ — capacitatea calorică volumică a apei injectate, $J/m^3 \cdot °C$;

λ — coeficientul mediu al conductivității termice a rocilor înconjurătoare, $J/m \cdot s \cdot °C$;

d — diametrul coloanei de exploatare, m;

r — raza de influență termică în jurul găurii de sondă, m, dată de relația :

$$r_t \simeq 2\sqrt{at} \qquad (3)$$

a — coeficientul mediu de difuzivitate termică pentru sistemul mediu poros-permeabil-fluidele care-l saturează, m^3/s;

t — timpul de injecție al apei reci, s.

Tabelul 1

Temperatura inițială a sistemului geotermal, T_0 °C	100
Temperatura stratului neutru al sondei, redusă la nivelul gurii sondei, T_s, °C	10
Temperatura apei injectate la gura sondei, T_y, °C	20
Gradientul geotermic, °C/m	0,06
Capacitatea calorică volumică a apei injectate, $C_j\rho_j$, $J/m^3 \cdot °C$	$83,7 \cdot 10^3$
Capacitatea calorică volumică a rocii colectoare, $C_r\rho_r$, $J/m^3 \cdot °C$	$27,2 \cdot 10^5$
Capacitatea calorică volumică a rocilor sterile înconjurătoare, $C\rho$, $J/m^3 \cdot °C$	$27,2 \cdot 10^5$
Coeficientul mediu al conductivității termice al rocilor înconjurătoare, $J/m \cdot s \cdot °C$	2,326
Coeficientul mediu de difuzivitate termică a sistemului geotermal, a, m^2/s	$8,55 \cdot 10^{-7}$

Tabelul 2

Diametrul coloanei de exploatare, d, m	0,177
Grosimea efectivă medie a stratului, h, m	150
Adîncimea medie a zăcămîntului, H, m	1 500
Porozitatea efectivă medie a colectorului, m, %	25,76

Utilizînd pentru mărimile fizice din ecuațiile 1—3 valorile numerice din tabelele 1 și 2, valori luate din datele lucrărilor de specialitate [1 ; 2; 10; 16], au fost obținute rezultatele redate în tabelele 3 — 6 și ilustrate de curbele din figurile 1—6.

Tabelul 3

Timpul de injecție	Raza de influență	Debitul de injecție	ADÎNCIMEA, m						
			50	100	200	300	500	1000	1500
			TEMPERATURA						
ani	m	m^3/zi	°C						
200	7,7	430	17,3	16,4	18,1	22,1	32,7	62,4	92,4
		520	17,7	16,8	18,0	21,5	31,5	60,9	90,8
		770	18,4	17,6	18,2	20,6	28,8	56,3	86,1
		860	18,5	17,8	18,3	20,5	28,1	54,9	84,4
		1000	18,7	18,1	18,4	20,3	27,4	53,2	82,4
		1500	19,1	18,6	18,7	20,0	25,2	47,2	74,6
		2000	19,3	18,9	18,9	19,9	23,9	42,5	67,5
1	10,4	430	17,4	16,5	18,0	21,8	32,3	61,9	91,9
		520	17,6	16,9	18,0	21,3	31,1	60,2	90,2
		770	18,5	17,7	18,2	20,5	28,4	55,5	85,1
		860	18,6	17,9	18,3	20,4	27,9	54,3	83,6
		1000	18,8	18,1	18,4	20,2	27,0	52,5	81,3
		1500	19,1	18,7	18,8	20,0	24,9	46,2	73,2
		2000	19,3	19,0	19,0	19,6	23,8	41,9	66,5
5	23,2	430	17,7	16,9	18,0	21,4	31,3	60,5	90,5
		520	18,1	17,2	18,1	21,0	30,1	58,6	88,5
		770	18,7	18,0	18,3	20,3	27,5	53,4	82,7
		860	18,8	18,1	18,4	20,2	27,0	52,2	81,2
		1000	18,9	18,4	18,5	20,1	26,1	48,9	76,3
		1500	19,3	18,9	18,9	19,9	24,3	43,8	69,6
		2000	19,4	19,1	19,1	19,0	23,3	39,7	62,7
10	32,8	430	17,8	17,0	18,0	21,3	31,0	59,9	89,9
		520	18,2	17,4	18,1	20,9	29,7	57,9	87,8
		770	18,7	18,1	18,4	20,2	27,1	52,6	81,7
		860	18,8	18,2	18,5	20,2	26,6	51,3	80,1
		1000	19,0	18,4	18,6	20,1	25,8	49,1	77,2
		1500	19,3	18,9	18,9	19,9	24,1	43,0	68,2
		2000	19,5	19,2	19,2	19,9	23,1	38,6	61,3
20	46,4	430	17,9	17,2	18,0	21,1	30,5	58,4	88,3
		520	18,2	17,5	18,1	20,7	29,3	57,3	87,1
		770	18,8	18,2	18,4	20,2	26,8	51,8	80,7
		860	18,9	18,3	18,5	20,1	26,3	50,5	79,0
		1000	19,0	18,5	18,6	20,0	25,5	48,2	76,0
		1500	19,3	19,0	19,0	19,9	23,8	42,1	66,8
		2000	19,5	19,2	19,2	19,9	22,9	38,1	59,9
30	56,9	430	18,0	17,2	18,0	21,1	30,3	59,0	88,9
		520	18,3	17,5	18,2	20,7	29,1	56,9	86,6
		770	18,8	18,2	18,5	20,2	26,6	50,8	80,1
		860	18,9	18,4	18,5	20,1	26,3	50,0	78,4
		1000	19,0	18,6	18,7	20,0	25,4	47,7	95,4
		1500	19,4	19,0	19,0	19,9	23,7	41,7	66,1
		2000	19,5	19,2	19,2	19,9	22,8	37,7	59,2

t/zile

Calculul pierderilor de căldură în strat în cazul recirculării apei „uzate termic"

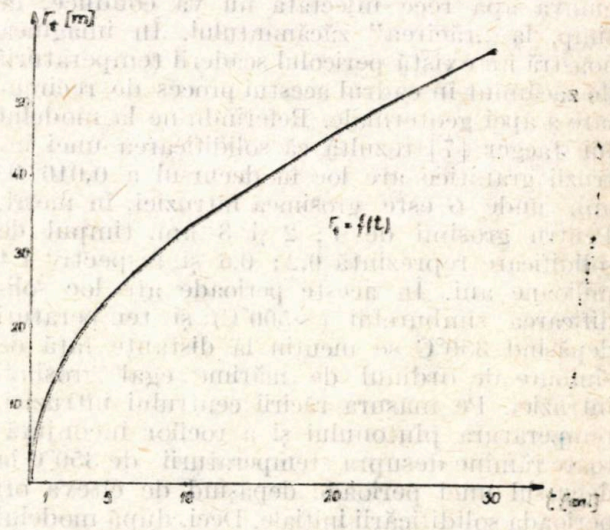


Fig. 1. Variația razei de influență termică funcție de timpul de injecție

Răspîndirea undei termice în strat în cazul injectării apei reci, pentru cazul curgerii liniar-

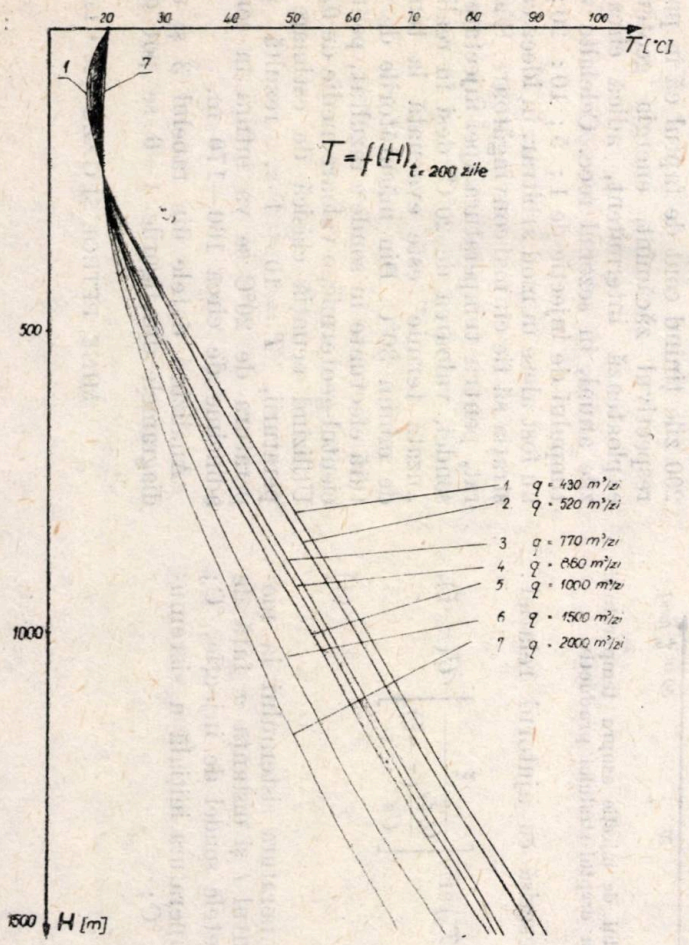


Fig. 2. Variația temperaturii apei de-a lungul sondei de injecție la t_{inj} = 200 zile

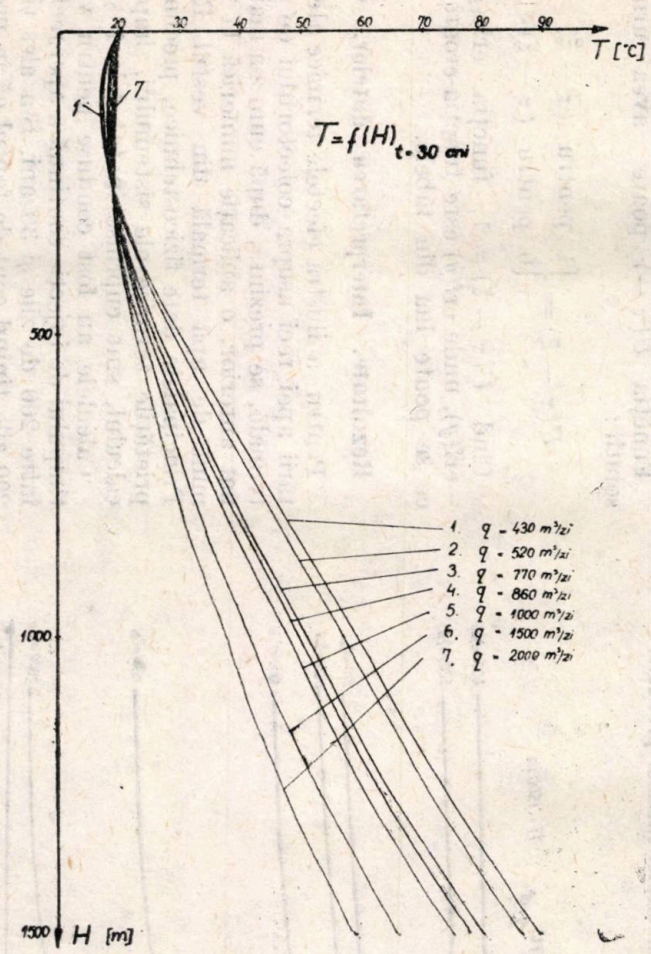


Fig. 3. Variația temperaturii apei de-a lungul sondei de injecție la t_{inj} = 30 ani

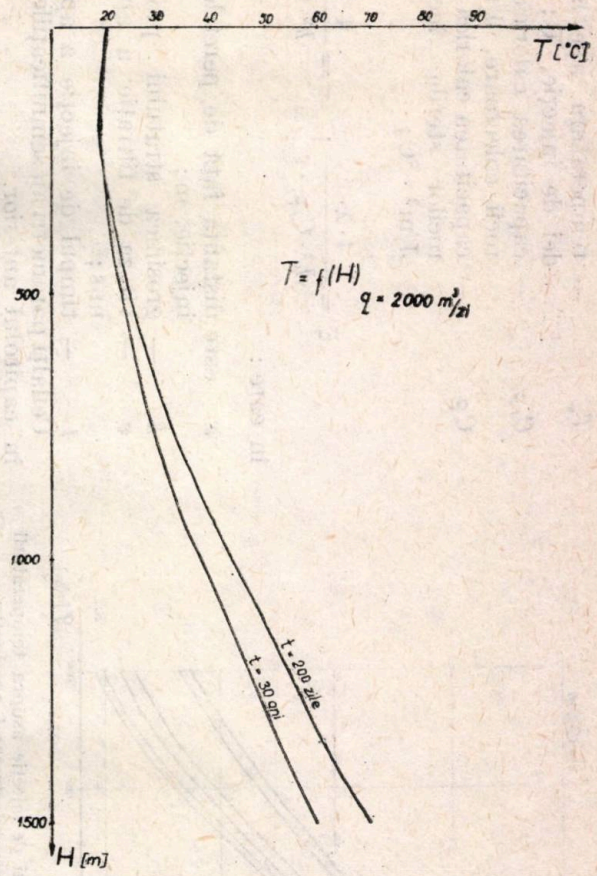


Fig. 4. Variația temperaturii apei de-a lungul sondei de injecție la debit constant (Q = 2 000 m³/zi)

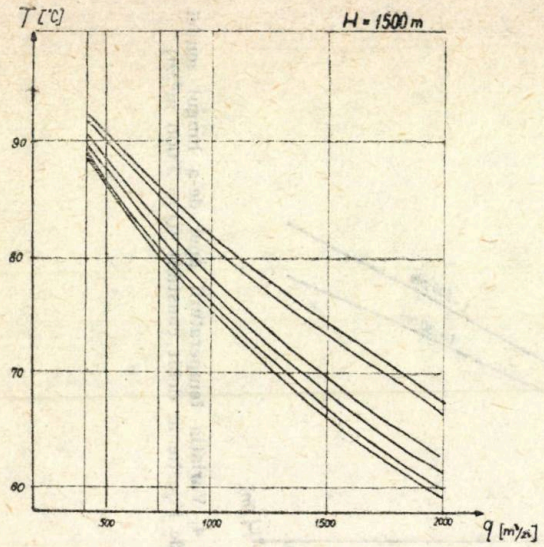


Fig. 5 Influenţa debitului de injecţie asupra temperaturii apei injectate în dreptul stratului productiv

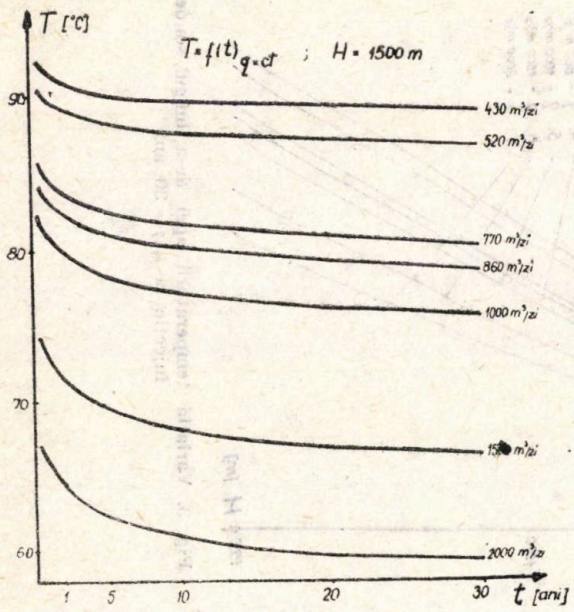


Fig. 6 Influenţa timpului de injecţie asupra temperaturii apei injectate în dreptul stratului productiv

plane, poate fi descrisă cu ajutorul relaţiei :

$$T(x,t) = T_0 + (T_a - T_0)\,\mathrm{erfc}\left[\frac{\xi}{\frac{C_r\rho_r}{C\rho}(\tau-\xi)}\right]\cdot U(\tau-\xi), \tag{4}$$

unde :

$T(x,t)$ este temperatura sistemului la momentul t şi distanţa x faţă de peretele sondei de injecţie, °C;

T_0 — temperatura iniţială a sistemului, °C;

T_a — temperatura apei la talpa sondei de injecţie, °C;

$C_r\rho_r$ — capacitatea calorică volumică a rocii colectoare, J/m³ · °C;

$C\rho$ — capacitatea calorică volumică a rocilor sterile înconjurătoare, J/m³ · °C;

$$\xi = \frac{4\cdot\lambda\cdot x}{h^2\cdot C_j\rho_j\cdot v}; \quad \tau = \frac{4\cdot\lambda\cdot t}{h^2\cdot C_r\rho_r}, \tag{5}$$

în care :

x este distanţa faţă de peretele sondei de injecţie, m;

h — grosimea stratului productiv, m;

v — viteza de filtraţie a apei în strat, m/s;

t — timpul de injecţie a apei, s.

Ceilalţi parametri au semnificaţiile menţionate în capitolul anterior.

Funcţia $U(\tau-)$ poate avea următoarele soluţii :

$$U(\tau-\xi) = \begin{cases} 1 & \text{pentru } (\tau-\xi) > 0{,}1 \\ 0 & \text{pentru } (\tau-\xi) \ll 0{,}1. \end{cases}$$

Cînd $U(\tau-\xi)=1$, funcţia $\mathrm{erfc}(y) = 1 - \mathrm{erf}(y)$, unde $\mathrm{erf}(y)$ este funcţia-eroare, funcţie ce se poate lua din tabele.

Rezultate. Interpretarea datelor. Concluzii

Pentru a ilustra efectele termice ale reinjectării apei reci asupra colectorului de apă geotermală, se prezintă, după cum s-a mai menţionat anterior, o aplicaţie numerică la un zăcămînt de apă termală din vestul României. Principalele date fizico-tehnice, precum şi proprietăţile termice ale sistemului, implicate în calculul, sînt cuprinse în tabelele 1 şi 2.

Calculele au fost conduse pentru valori ale timpului de injecţie continuă a apei reci, variind între 200 de zile şi 30 ani. S-a ales timpul de 200 zile ţinînd cont de faptul că în prezent, pe respectivul zăcămînt, energia geotermală se exploatează intermitent, adică circa 200 de zile anual, în sezonul rece. Celelalte valori ale timpului de injecţie de 1 ; 5 ; 10 ; 20 ; 30 ani au fost alese în mod arbitrar, în ideea ca demonstraţia să fie cît mai convingătoare. S-a considerat, pentru temperatura apei injectate, la gura sondei, valoarea de 20°C, deşi în realitate apa „uzată termic" este evacuată la temperaturi de minim 30°C. Din măsurătorile de temperatură efectuate în sonde a rezultat, pentru coeficientul-geotermic, o valoare medie de 0,06 °C/m. Utilizînd ecuaţia clasică de estimare a temperaturii, $T = 10 + \Gamma\cdot z$, rezultă că temperatura de 20°C se va întîlni în sondă la o adîncime de circa 160—170 m.

Analizînd datele din tabelul 3 şi urmărind diagramele din figurile 1—6 se pot desprinde

o serie de concluzii foarte importante. Astfel, raza de influență a undei termice (reci) în jurul găurii de sondă, ca urmare a injectării apei reci, ia valori între circa 8 m, pentru un timp de injecție de 200 zile, și circa 57 m, după 30 ani de injecție. După cum rezultă din figura 1, raza de influență termică prezintă o creștere mai accentuată la timpi mai mici de injecție, după care prezintă o tendință de aplatizare. Conform relației (3), raza de influență termică nu depinde de debitul de injecție, ci numai de timpul de injecție și de proprietățile de transmitere a căldurii pe care le posedă mediul poros-permeabil-fluidele care-l saturează. Dacă luăm în considerație valoarea de 57 m a razei de influență termică, obținută după 30 de ani de injecție continuă a apei reci la 20°C, se poate spune că influența injectării apei reci asupra colectorului de apă geotermală este modestă, mai cu seamă că este greu de presupus că se va realiza o injectare continuă atît de îndelungată.

Între apa de injecție care se deplasează de-a lungul sondei la injecție și peretele acesteia are loc un schimb de căldură. Pînă la adîncimea de aproximativ 150 m apa cedează căldură către peretele mai rece al găurii de sondă, după care, sub această adîncime, începe să preia căldură de la mediul solid, ridicîndu-și temperatura pînă la talpa sondei. Temperatura cu care apa injectată ajunge la talpa sondei este funcție atît de timpul de injecție, cît, mai ales, de debitul de injecție. În figurile 2 și 3 se ilustrează influența debitului de injecție asupra variației temperaturii apei de-a lungul găurii de sondă, la timpi de injecție constanți. Din analizarea acestor figuri se poate constata că la creșterea debitului de injecție temperatura cu care ajunge apa la talpa sondei scade. Aceasta se explică prin faptul că la debite mari și vitezele de deplasare ale apei sînt mai ridicate și deci timpul de contact dintre apa injectată și peretele sondei este mai mic, reducîndu-se în acest mod schimbul de căldură între cele două medii. Din tabelul 3 se poate vedea că, pentru un timp de injecție de 200 zile, apa injectată cu debitul de 430 m^3/zi ajunge la talpa sondei cu temperatura de 92°C, adică foarte aproape de temperatura inițială a sistemului geotermal ($\sim$ 100°C). Tot pentru același timp de injecție, dar la debitul de 2000 m^3/zi, apa injectată ajunge în dreptul stratului productiv cu o temperatură mai mică cu aproximativ 22°C decît în cazul anterior.

În figura 4 se prezintă influența timpului de injecție, la debit constant, asupra variației de temperatură a apei injectate de-a lungul găurii de sondă. După cum reiese și din datele tabelului 3, pentru un debit de injecție de 2 000 m^3/zi, apa injectată ajunge la talpa sondei cu temperatura de circa 68°C, după 200 zile de injecție, și de circa 60°C, după 30 ani de injecție, deci o diferență de numai aproxmativ 8°C. Aceasta sugerează constatarea că influența debitului de injecție este cu mult mai importantă decît cea a timpului de injecție.

În figura 5 se ilustrează influența debitului de injecție asupra temperaturii cu care apa ajunge în dreptul stratului productiv (1 500 m), fiecare curbă fiind trasată pentru un anumit timp de injecție. Și din aceste reprezentări se poate constata că temperaturile cu care apa ajunge la talpa sondei scad cu creșterea debitului și a timpului de injecție.

Figura 6 oglindește influența timpului de injecție asupra temperaturii apei injectate la talpa sondei, la debite constante. Din analiza acestor diagrame se poate vedea că după circa 5 ani (la debite mici), respectiv 10—15 ani (la debite mai mari), timpul de injecție nu mai influențează practic asupra temperaturii cu care apa injectată ajunge la nivelul stratului productiv.

Prin urmare, în urma celor prezentate se poate afirma că apa „uzată termic", reinjectată în zăcămînt, ajunge la talpa sondei de injecție cu o temperatură destul de ridicată, chiar la debite și timpi de injecție mari, și că influența pe care o exercită procesul acesta de recirculare a apei reci asupra peretelui sondei de injecție poate fi considerată modestă.

În continuare să analizăm influența pierderilor de căldură în strat, la injectarea apei reci. Pentru rezolvarea ecuației (4) trebuie determinați parametrii ξ și τ din ecuațiile. (5). Utilizînd datele din tabelele 1 și 2 și dînd lui t_{inj} valorile din tabelul 3, se obțin pentru τ mărimile prezentate în tabelul 4. În vederea calculării parametrului ξ este necesară determinarea vitezei de filtrație $v = Q/A$, unde Q este debitul de injecție și $A = Shm$, aria de filtrație a apei. Pentru a nu încărca în mod inutil textul se vor prezenta calculele doar pentru debitele de 430 m^3/zi, respectiv de 2 000 m^3/zi. Dînd lui S, respectiv lui x cîte 4 valori, se obțin pentru ξ mărimile din tabelele 5 și 6.

Tabelul 4

t_{inj}	ani	200*	1	5	10	20	30
τ	—	0,000945	0,00172	0,008625	0,0172	0,0345	0,05175

* în zile

Din datele tabelelor 4 și 6 rezultă că, după 30 de ani de injectare continuă a apei reci la 20°C, la un debit de injecție de 2 000 m^3/zi, la distanța de 100 m de la peretele sondei de injecție, calculînd $(\tau - \xi)$ rezultă $(\tau - \xi) = 0{,}05175 - 0{,}00365 < 0{,}1$ și prin urmare $U(\tau - \xi) = 0$, adică $T(z, t) \to T_0$. În concluzie,

Tabelul 5

$Q = 430$ m³/zi

S	x / v	100	200	400	800
		m			
m	m/s	ξ			
100	$0,79 \cdot 10^{-6}$	0,222	0,445	0,8939	1,7877
200	$0,39 \cdot 10^{-6}$	0,4469	0,8939	1,7877	3,575
300	$0,26 \cdot 10^{-6}$	0,6701	1,3403	2,6807	5,361
400	$0,19 \cdot 10^{-6}$	0,8938	1,7877	3,575	7,151

Tabelul 6

$Q = 2000$ m³/zi

S	y / v	100	200	400	800
		m			
m	m/s	ξ			
100	$3,69 \cdot 10^{-6}$	0,0481	0,096	0,192	0,385
200	$1,85 \cdot 10^{-6}$	0,0921	0,192	0,385	0,7687
300	$1,23 \cdot 10^{-6}$	1,441	0,288	0,5765	1,153
400	$0,93 \cdot 10^{-6}$	0,192	0,385	0,7687	1,5375

chiar după 30 ani de injectare a apei reci la debite relativ mari faţă de cele preconizate de producţie, temperatura sistemului geotermal se menţine la valoarea iniţială, la distanţe mici faţă de sonda de injecţie, aceasta resubliniind încă o dată afirmaţia că energia geotermală este practic inepuizabilă.

Soluţiile analitice prezentate sînt valabile pentru o mişcare unidimensională, colectoare poros permeabile, de grosime, porozitate şi permeabilitate uniformă. În realitate colectoarele prezintă un grad destul de ridicat de neuniformitate din punctul de vedere al parametrilor menţionaţi mai sus. Mai mult, rezervoarele geotermale de temperatură mai ridicată sînt situate în roci vulcanice fracturate. Este evident că în rezervoarele fracturate apa injectată poate ajunge mult mai repede la sondele de extracţie, de-a lungul unor căi preferenţiale de curgere (fisuri). Migrarea termică, pe de altă parte, este determinată, în mare măsură, de suprafaţa utilă totală pentru transferul de căldură de la roca colectoare la calea preferenţială de curgere. Cercetările experimentale de şantier [5; 6; 15] arată că nici în cazul acestor sisteme nu are loc răcirea colectoarelor.

În final se poate afirma că cea mai adecvată modalitate de valorificare a energiei geotermale rămîne, totuşi, exploatarea zăcămintelor geotermale în sistem-circuit închis extracţie-injecţie, fără pericolul răcirii colectoarelor.

Bibliografie

[1] Albu, M. *Termodinamica crustei terestre*. Ed. tehnică, Bucureşti, 1984.

[2] Baibakov, K. N., Garuşev, R. A. *Metode termice de exploatare a zăcămintelor de ţiţei* (traducere din limba rusă). Bucureşti, 1983.

[3] Berman, E. *Geotermal Energy*. Noyes Data Corporation, London, 1975.

[4] Creţu, I. *Hidraulica generală şi subterană*. Ed. didactică şi pedagogică, Bucureşti, 1983.

[5] * * * *Hot dry rock geothermal energy development project. Annual report fiscal year* 1977. Los Alamos scientific laborator of the University of California.

[6] Horne, R. *Geothermal reinjection experience in Japan*. J.P.T., March., 1982.

[7] Jaeger, J. C. *The Temperature in the Neighborhood of a Cooling Intrusive Sheet*. Amer. Jour. Sci., 255.306—318, 1957.

[8] Nistor, I., Pârcălăbescu, D. I., Carpen, M. *Unele aspecte privind prevenirea şi controlul depunerilor de carbonaţi în exploatarea apelor geotermale*. Mine, Petrol şi Gaze, **37**, nr. 7, 1986.

[9] Nistor, I. *Unele aspecte privind proiectarea exploatării zăcămintelor de ape geotermale*. Mine, Petrol şi Gaze, **37**, nr. 2, 1986.

[10] Milcoveanu, D. *Geotermia şi petrolul*. Ed. Facla, Timişoara, 1984.

[11] Pârcălăbescu, D. I. *Interacţiunea bioxidului de carbon cu apele şi rocile colectoare de ţiţei în condiţii de zăcământ*. Mine, Petrol şi Gaze, **31**, nr. 8, 1980.

[12] Pârcălăbescu, D. I. *Asupra depunerii carbonatului de calciu pe tuburile pe care circulă ape termale şi ape de injecţie*. Mine, Petrol şi Gaze, **34**, nr. 7, 1983.

[13] Pârcălăbescu, D. I., Nistor, I. *Cercetări fizico-chimice şi geochimice asupra mediului solid şi mediului fluid din zăcământul de apă termală de la Săcuieni*. I.P.G. Ploieşti, 1982.

[14] Pârcălăbescu, D. I., Nistor, I. *Asupra reducerii receptivităţii sondelor de injecţie în exploatarea unor zăcăminte de ape geotermale*. Mine, Petrol şi Gaze, **35**, nr. 8, 1984.

[15] Pruess, K., Bodvarsson, S. G. *Thermal effects of reinjection in geothermal reservoirs with major vertical fractures*. J.P.T., sept., 1984.

[16] * * * *Spravocinaia kniga po dobice nefti*. Nedra, Moskva, 1974.

Folosirea detergenţilor indigeni la obţinerea spumelor pentru circulaţie în sondele de petrol şi gaze

M. Gheorghiţoiu, Ana Dincă
Institutul de Petrol şi Gaze Ploieşti

Pentru ca spumele preformate să aibă o stabilitate suficient de mare, în vederea folosirii în sonde, la cele două faze constitutive ale acestor sisteme (gazul şi lichidul) este imperios necesară adăugarea celui de-al treilea component — spumantul, care facilitează dispersarea gazului în lichid prin reducerea tensiunii superficiale şi realizează membrane protectoare pe filmele de lichid ce separă bulele de gaz.

Lucrarea are drept scop analiza unor astfel de produse fabricate la noi în ţară.

În urma documentării şi a consultării unor specialişti în materie de detergenţi din I.C.P.P.G. Cîmpina, „Dero" Ploieşti, „Azur" Timişoara, I.C.D. Bucureşti şi ICECHIM Bucureşti, au fost alese pentru testarea în laborator următoarele produse: DP, LABS, NF—Ş, NF—6, NF—22, AGS, PA, SE—5, fabricaţi la „Dero" Ploieşti; S—1 şi DE, fabricaţi la „Azur" Timişoara, AO, fabricat la I.C.D. Bucureşti, S fabricat la „Chimica" Mărăşeşti.

Cercetările au fost orientate în vederea rezolvării următoarelor probleme:

1) selecţionarea celor mai buni agenţi de spumare;

2) determinarea stabilităţii spumei pentru diferiţi agenţi de spumare la temperaturile de 40; 60 şi 80°C pentru diferite concentraţii de spumant în apă;

3) determinarea puterii de spumare a diferiţilor agenţi de spumare la temperaturile de 40; 60 şi 80°C la diferite concentraţii de spumant în apă.

Testele preliminare privind obţinerea spumei în laborator şi determinarea caracteristicilor s-au efectuat conform STAS — 5774—68 şi STAS — 5780.

S-au preparat soluţii pentru fiecare produs de analizat, utilizînd concentraţii, în general, între 0,5 şi 5g produs activ/dm³.

Apa utilizată a fost o soluţie de NaCl 8 — 10% în apă de robinet.

Principiul metodei de obţinere a spumei — conform STAS — 5774—68: se măsoară volumul de spumă obţinut după căderea de la înălţimea de 450 mm a 500 cm³ soluţie de agent de suprafaţă pe o suprafaţă lichidă din această soluţie.

Spuma reprezintă totalitatea celulelor gazoase separate prin lame subţiri de lichid şi formată prin suprapunerea bulelor pe care le formează un gaz dispersat într-un lichid.

Spume suficient de stabile se formează numai în prezenţa substanţelor superficiale active, denumite aici spumanţi. O eficienţă deosebită o au compuşii de tipul emulsionanţilor coloidali cu masă moleculară mare.

1. Stabilitatea spumei este determinată, în mare parte, de proprietăţile acestor membrane.

Conform STAS-ului utilizat, stabilitatea spumei este raportul dintre volumul spumei după un anumit timp de repaus V_t şi volumul iniţial V_0 al spumei citit la 30 s după terminarea curgerii soluţiei în condiţii de lucru:

$$S_{sp} = \frac{V_t}{V_0}.$$

Principalii factori care determină stabilitatea spumei (după Davies şi Rideol, 1963):
— drenajul sau scurgerea lichidului din interiorul fiecărei pelicule a spumei;
— difuziunea gazului;
— repulsia electrostatică;
— viscozitatea peliculei;
— elasticitatea ei superficială.

Dintre factorii enumeraţi, primii doi acţionează în sensul spargerii spumei, ultimii trei concură la stabilizarea ei.

În laborator s-a determinat stabilitatea spumei la temperaturile de 20; 40; 60 şi 80°C pentru spumele obţinute cu toţi agenţii de suprafaţă aleşi în prima etapă a actualului contract.

Rezultatele obţinute sînt prezentate în tabelele 1 şi 2. Din datele obţinute şi prezentate în aceste tabele se poate constata că dintre agenţii de suprafaţă utilizaţi NF — 6, NF — 8 şi Aeroplast s-au comportat bine în ceea ce

Tabelul 1

Stabilitatea spumei la *3* min la temperaturi diferite pentru concentraţiile *1*; *3* şi *5*‰ de agent de suprafaţă

Concentraţia, ‰	1			3			5		
Temperatură, °C / Agent de suprafaţă	40	60	80	40	60	80	40	60	80
LABS	0,5	—	—	0,63	0,32	—	0,87	0,55	0,35
NF—22	—	—	—	0,25	0,10	—	0,28	0,12	—
NF—6	0,68	0,56	0,40	0,73	0,65	0,54	0,76	0,62	0,42
NF—8	0,86	0,29	0,70	0,84	0,77	0,74	0,86	0,81	0,78
DP	0,86	0,75	0,72	0,85	0,82	0,68	0,61	0,56	0,34
SE—5	0,82	0,77	0,85	0,91	0,92	0,91	0,84	0,74	0,85

Tabelul 2

Stabilitatea spumei la *5* min la temperaturi diferite pentru concentraţiile *1*; *3* şi *5*‰ de agent de suprafaţă

Concentraţia, ‰ / Temperatură, °C / Agent de suprafaţă	1			3			5		
	40	60	80	40	60	80	40	60	80
LABS	—	—	—	0,45	0,22	—	0,62	0,35	0,25
NF—22	—	—	—	—	—	—	0,46	0,27	0,14
NF—6	0,73	0,56	0,37	0,79	0,63	0,57	0,89	0,73	0,62
NF—8	0,80	0,74	0,62	0,77	0,77	0,74	0,87	0,78	0,78
DP	0,80	0,76	0,61	0,78	0,67	0,56	0,45	0,39	0,36
SE—5	0,65	0,67	0,70	0,83	0,84	0,83	0,69	0,62	0,69

privește stabilitatea spumei. Dintre concentrațiile utilizate 3‰ este concentrația care a dat rezultate bune.

Utilizarea concentrației de 5‰ nu justifică un consum de agent de suprafață printr-o creștere substanțială a stabilității spumei.

Dacă se utilizează aminooxid în concentrație de 1‰ în amestec cu NF — OSO_3 Na 3‰ se obține o creștere substanțială a stabilității spumei (la 3 min 40° C de la 0,77 la 0,92) și aceasta este aproape constantă cu creșterea temperaturii la 60 și 80°C.

S-a încercat comportarea spumei din punctul de vedere al stabilității la adaosul de NaCl și s-a constatat că produsul DP dă o spumă mai deasă și mai stabilă.

Tabelul 3

Puterea de spumare la *30* s

Concentraţia, ‰ / Temperatura, °C / Agent de suprafaţă	1			3			5		
	40	60	80	40	60	80	40	60	80
LABS	20	—	—	120	90	70	270	240	200
NF—22	—	—	—	40	30	30	135	90	65
NF—22+naftenaţi de Na	—	—	—	—	170	195	240	185	130
NF—8	330	370	353	425	460	380	450	432	420
DP	150	160	180	160	280	270	240	240	250
AGS	—	—	—	—	70	210	85	165	230
SE—5	410	460	470	450	460	460	530	510	390

Cunoscînd că naftenații de Na sînt substanțe tensioactive, s-a marcat influența lor asupra spumei obținute cu diverși agenți de suprafață, obținînd amestecuri sinergetice cu influență mai mare asupra stabilității spumei în cazul NF—8 și NF—22.

Tabelul 4

Puterea de spumare [cm³] la *30* s pentru concentrația de *3* ‰

Temperatura, °C / Agent de suprafaţă	40	60	80
LABS	120	90	70
NF—22	40	30	30
NF—8	425	460	380
DP	160	280	270
SE—5	450	460	460

Tabelul 5

Puterea de spumare [cm³] la *60*°C la *2* min

Concentraţia, ‰ / Agent de suprafaţă	1	3	5
LABS	—	50	240
NF—8	295	355	350
DP	120	230	160
SE—5	355	425	380
NF—8+1‰AO	—	465	—

Tabelul 6

Puterea de spumare [cm³] la *80*°C la *3* min

Concentraţia, ‰ / Agent de suprafaţă	1	3	5
LABS	—	20	70
NF—8	250	360	330
DP	130	185	160
SE—5	400	420	355
NF—8+1‰AO	—	455	—

Tabelul 7

Puterea de spumare [cm³] la *60*°C și *5* min

Concentraţia, ‰ / Agent de suprafaţă	1	3	5
LABS	—	—	40
DP	90	160	70
NF—8	275	355	340
NF+8+1‰AO	—	450	—
SE—5	310	390	320

2. Al doilea parametru de caracterizare a spumei, studiat în laborator, a fost puterea de spumare P_s, care reprezintă spuma format după 30 s, 3 și 5 min după oprirea curgerii soluției, exprimată în cm³.

Tabelul 8

Puterea de spumare [cm³] la 80°C şi 5 min

Agent de suprafaţă \ Concentraţia, ‰	1	3	5
LABS	—	—	50
DP	110	152	90
NF—8	220	355	330
NF—8+1‰AO	—	440	—
SE—5	330	385	270

Datele experimentale culese în laborator pentru diverşi agenţi de suprafaţă sînt prezentate în tabelele 3; 4; 5; 6; 7; 8.

Analizînd datele experimentale obţinute, numărul agenţilor de suprafaţă care să dea un volum de spumă în condiţiile impuse (tempera-

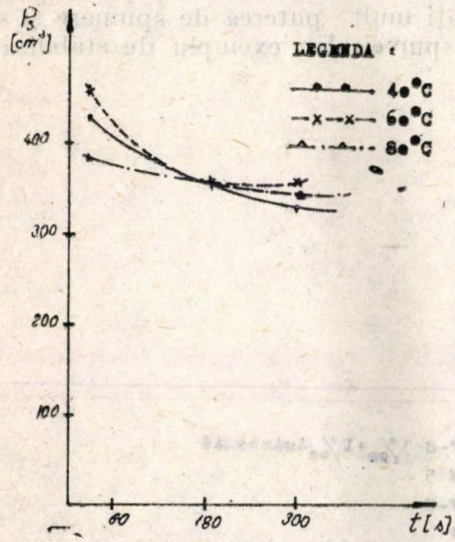


Fig. 1. Variaţia P_s în timp pentru NF—8 3‰ la diferite temperaturi.

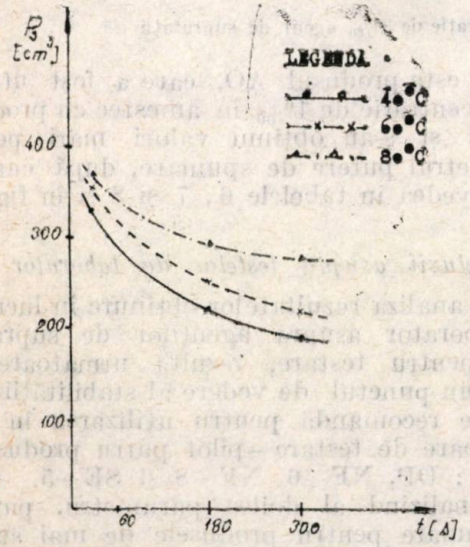


Fig. 2. Variaţia P_s în timp pentru NF—8 1‰ la diferite temperaturi.

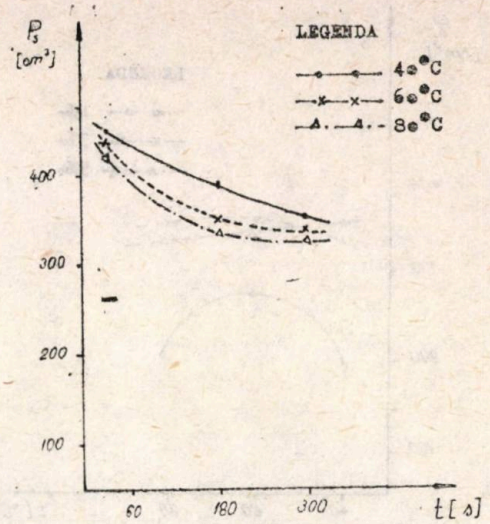


Fig. 3. Variaţia P_s în timp pentru NF—8 5‰ la diferite temperaturi.

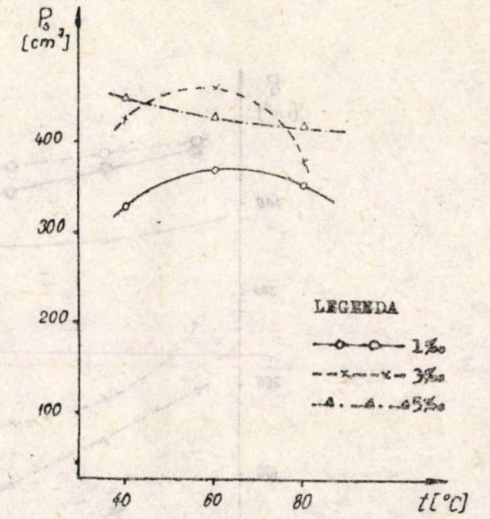


Fig. 4. Variaţia P_s cu temperatura, pentru spume stabilizate cu diferite concentraţii de NF—8 la 30 s.

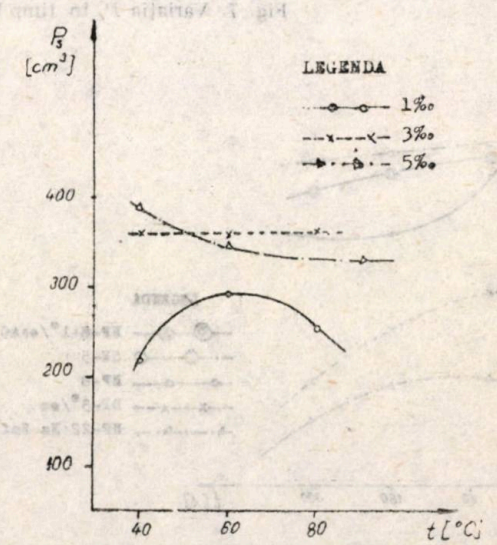


Fig. 5. Variaţia P_s cu temperatura la 3 min pentru spume stabilizate cu NF—8 de diferite concentraţii.

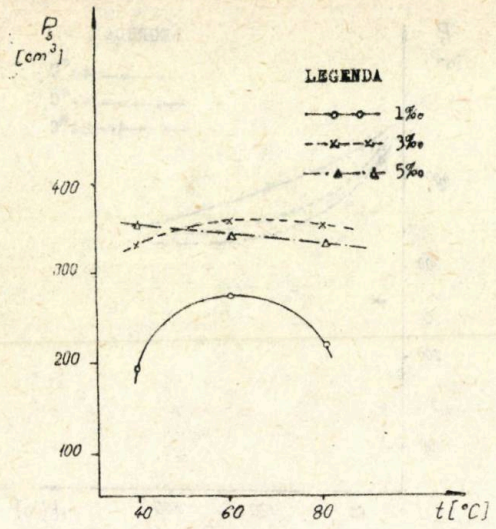


Fig. 6. Variația P_s cu temperatura la 5 min pentru spume stabilizate cu diferite concentrații de NF—8.

tură, apă sărată) se restrînge la trei și anume NF—8, DP și SE—5.

Din tabelul 3 se observă că volumele de spumă obținute folosind NF—8 sînt mult mai mari decît cele obținute cu alți agenți de suprafață.

Studiul la diferite temperaturi arată că puterea de spumare pentru NF—8 prezintă un maxim la 60°C, iar pentru DP maximul se păstrează pe un interval mai mare de temperatură (tab. 3 și fig. 1; 2; 3; 4).

Curbele prezentate în figurile 7 și 8 pentru SE—5 sînt superioare celorlalți agenți de suprafață.

Ca și în cazul analizei stabilității spumei, și în cazul puterii de spumare se observă că un consum mărit de agent de suprafață nu este justificat, concentrația de $3^0/_{00}$ fiind optimă.

Din experiențele efectuate s-a constatat că utilizarea stabilizatorilor de spume poate îmbunătăți mult puterea de spumare și stabilitatea spumei. Un exemplu de stabilizator de

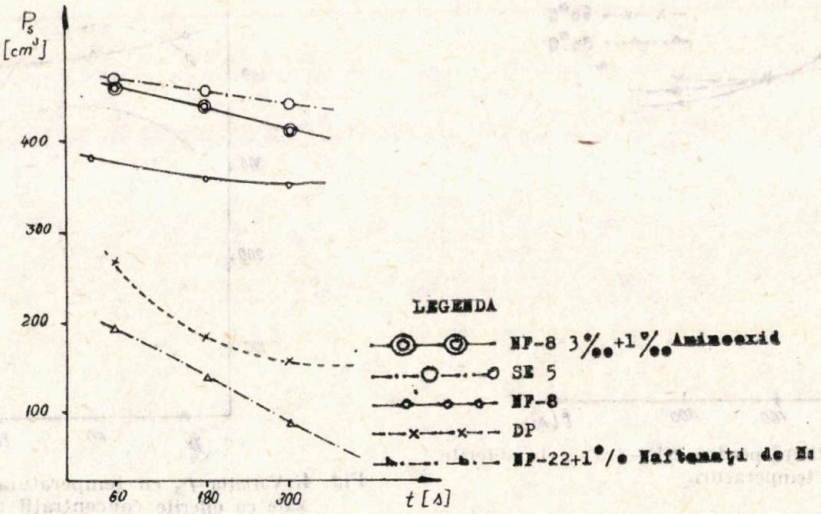


Fig. 7. Variația P_s în timp la 80°C și cu concentrație de $3^0/_{00}$ agent de suprafață.

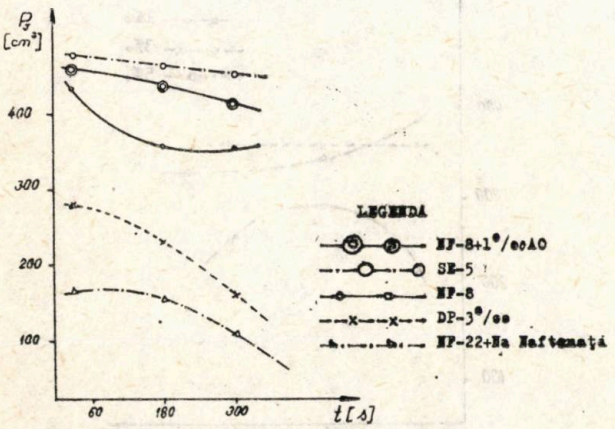


Fig. 8. Variația P_s în timp la 60°C și concentrație de $3^0/_{00}$ de substanță activă.

spume este produsul AO, care a fost utilizat în concentrație de $1^0/_{00}$ în amestec cu produsul NF—8 și s-au obținut valori mari pentru parametrul putere de spumare, după cum se poate vedea în tabelele 6; 7 și 8 și în figurile 7 și 8.

Concluzii asupra testelor de laborator

Din analiza rezultatelor obținute în lucrările de laborator asupra agenților de suprafață aleși pentru testare, rezultă următoarele.

1. Din punctul de vedere al stabilității spumei, se recomandă pentru utilizarea în faza următoare de testare—pilot patru produse, și anume: DP, NF—6, NF—8 și SE—5.

2. Analizînd al doilea parametru, puterea de spumare pentru produsele de mai sus se recomandă pentru testare în faza pilot două produse ca atare: NF—8 și SE—5 și un

amestec sinergetic de NF—8 cu 1‰ amino-oxid cu rol de stabilizator.

3. Din tabelele 1—8 și figurile 1—8, se constată că:

— puterea de spumare și stabilitatea produsului NF—8 crește foarte mult, în prezența stabilizatorului de spumă AO.

— variația puterii de spumare și a stabilității nu este proporțională cu creșterea concentrației de agent de suprafață. S-a constatat, în urma experiențelor de laborator, că 3‰ este o concentrație optimă; un adaos de agent de suprafață nu se justifică prin creșterea parametrilor studiați.

4. Valorile puterii de spumare și stabilității spumei se pot îmbunătăți în cazul utilizării produselor NF—8 și NF—22 printr-un adaos de naftenați de Na.

5. Produsul DP, deși are valori scăzute pentru puterea de spumare, prezintă o bună stabilitate în timp și se comportă foarte bine în condiții de apă sărată (ex. 15% NaCl).

Al XIII-lea Congres Mondial Minier

STOCKHOLM 1—5 VI 1987

CREȘTEREA PRODUCTIVITĂȚII MUNCII ȘI SPORIREA EFICIENȚEI ECONOMICE GENERALE PRIN INTRODUCEREA TEHNOLOGIILOR MODERNE

Tema 1.

FOLOSIREA EFICIENTĂ A DATELOR GEOLOGICE ȘI GEOMECANICE

Probleme generale

1.1. Procedee eficiente de desfășurare a lucrărilor miniere pe baza informațiilor geomecanice — rezultatele ultimelor lucrări ale Biroului internațional pentru mecanica rocilor
A. Kidybinski, MBMGP, Institutul central de cercetări miniere, Katowice, R.P.P.

1.2. Unele probleme de principiu privind metodele geostatistice și folosirea acestora în condițiile din Ungaria
Laszlo Kapolyi, Academia de Științe R.P.U., ministrul industriei, Budapesta

1.3. Folosirea mașinilor electronice de calcul în minerit: în legătură cu modelarea zăcămintelor filoniene
N. Cheimanoff, *E. Deliac*, Centrul de infrastructură minieră, Școala superioară minieră din Paris, Fontainbleau, Franța.
P. Jacguin, Centrul minier tehnic, minele firmei Pechiney, Sogerem, Franța.

1.5. Prognoza geomecanică și conducerea proceselor în roci, în cazul exploatării subterane a zăcămintelor de substanțe minerale utile în condiții geo-miniere dificile
Radi Paraskevov, Institutul de învățământ superior mine-geologie Sofia, R.P.B.

1.6. Asigurarea cu documentații geologice pentru conducerea lucrărilor legate de calitatea minereurilor în procesul de exploatare
V. Erșov, Institutul de mine din Moscova, U.R.S.S.

1.7. Folosirea informațiilor geologice și geomecanice în cadru exploatării subterane a zăcămintelor de minereuri și substanțe nemetalifere din R.S.C.
T. Szuttor, Facultatea de mine, Košice, R.S.C.
J. Balaz, Minele și uzinele de magnezită, Bratislava, R.S.C

1.8. Cercetări geologice și geomecanice în industria minieră
C. Wang, Direcția de securitatea muncii și ocrotirea sănătății, Departamentul afacerilor interne, Biroul minelor, Washington
G. Meikle, Direcția de tehnologie minieră, Departamentul afacerilor interne, Biroul minelor, Washington

Extracția cărbunelui

1.10. Folosirea tehnicii de calcul în proiectarea lucrărilor miniere la întreprinderile companiei „Hunosa".
V. G. Marraguin, *V. G. Peinador*, *H. M. Garcia*, *V.L. Cabal*, *E.N. Hileras del Norte*, Spania

1.11. Folosirea eficientă a datelor geologice și geomecanice în activitatea minieră
M. Dopita, *R. Otava*, Minele de cărbuni din bazinul Ostrava-Karvina, R.S.C.
L. Šiska, Institutul de mine al Academiei de Științe cehoslovace

1.13. Importanța seismică și alegerea panourilor
P. Schroetter, Freiming Merlebach, Franța

Extracția substanțelor nemetalifere

1.15. Modelarea matematică a distribuției conținutului de uraniu și a zăcămintelor de minereuri de uraniu în China; determinarea conținutului limită al acestora

Liu Enchong, Biroul de mine și metalurgie, Ministerul industriei nucleare, R.P. Chineză
Dingjic și Chon Chenlian, Institutul pentru exploatarea uraniului R.P. Chineză

1.17. Posibilitățile de extracție subterană a substanțelor minerale utile de la adîncimi mici, ținîndu-se seama de problemele de stabilitate a rocilor
M. Cravero, G. Iabichino, NȚI Torino, Italia
R. Manciuni, Institutul politehnic din Torino, Italia

1.18. Folosirea informațiilor geologice, economice și geomecanice cu privire la zăcămînt pentru exploatarea eficientă a materiilor prime, în special a caolinului, în R.D.G.
W. Jung, Institutul de economie pentru materii prime și zăcăminte, Dresda, R.D.G.,
G. Schwerdtner VEB—Kaolin und Tonwerke Kemmplitz, R.D.G.

1.19. Model geologic și controlul cu ajutorul computerului pentru planificarea și exploatarea zăcămintelor de caolin Morro Do Felipe, Brazilia
Ernst N. Moeri, Wilder T. Hennies și *Fernando I. Coura*, Brazilia

1.20. Procedeu selectiv de prelucrare a minereurilor, pe tipuri, la zăcămîntul de fosfați Siiliniarvi și influența acestuia asupra eficienței economice
Heikki Kauppinen, A/O Kemira, I.M. Siiliniarvi, Finlanda

1.21. Folosirea unor metode complexe geologice, geofizice și telemetrice pentru sporirea eficienței exploatării la zi în zona de SV a Venezuelei
Simon E. Rodrigues, Direcția pentru lucrări geologice și miniere, Ministerul Energeticii și Minelor, Caracas, Venezuela

1.22. Perspectivele folosirii tehnologiei „Watter-jet" la prelucrarea granitului
A. Bortolussi, R. Ciccu și G. Massacci, Departamentul pentru industria mineralelor și minieră, Centrul de cercetări pentru geologie și industria minieră, Cagliari, Italia

Extracția minereurilor metalifere

1.24. Rezolvarea problemelor privind surpările la mina Tompson : cercetări practice
V.R. Niemi, Inko, Tompson, Manitoba, Canada
K. Page, Steffen Robertson, Vancouver, Canada
A. Moss, Golder Association, Vancouver
Y. Yon, Kanmet, Ottawa, Canada

1.25. Folosirea teoriilor mecanicii rocilor la proiectarea minelor de minereuri și conducerea operațiilor de stabilitate a lucrărilor miniere
Arne Myrvang, Institutul tehnologic norvegian, Trandheim
Arwe Slordahl, Norvegia

1.27. Folosirea carotei și a măruntei de la foraj pentru asigurarea bazei de informații geologice în cadrul efectuării lucrărilor miniere.
B. Ludvig, T. Naarttijarvi, A. Nordqvist, Petro Blek, Suedia
L. Lajsen, R. Pekkari, Dedka Geoservice, Suedia, *O. Stephansson*, Universitatea tehnologică, Luleo, Suedia

Tema 2.

FOLOSIREA MAȘINILOR ELECTRONICE DE CALCUL LA PROIECTAREA ȘI EXPLOATAREA INTREPRINDERILOR MINIERE

Probleme generale

2.1. Tendințe de folosire a mașinilor electronice de calcul și studierea operațiilor în industria minieră mondială
R.V. Ramani și K.V.K. Prasad, Universitatea din Pennsilvania, S.U.A.

2.2. Sistem complex pentru control, conducere și asigurare cu informații a întreprinderilor miniere extractive din Spania
R. Monana, ETSIMM, AITEMIN, Madrid, Spania
F. H. Samanego și *H.L. Fuentes*, Cantiana AITEMIN, Spania

2.3. Elaborarea proiectului unei cariere cu ajutorul unui complex de modele de imitare „Carieră"
J. Derasme, Centrul minier, Paris, Fontainbleau, Franța,
M. Guarascio, Mining Italiana, Roma
I.P. Rolley, Institutul de mine, Alice, Franța
J. Teissie, Compania pentru extracția mineralelor, Paris, Franța

2.4. Determinarea parametrilor unităților miniere cu ajutorul tehnicii de calcul
F. Kovacs, Universitatea tehnică pentru industria grea Miskolc, R.P.U.

2.5. Optimizarea exploatării etapizate și a transpunerii acesteia la carierele de mare capacitate
Y.G. Zhunh, O.X. Yun și L.J. Xu C. Yang Institutul metalurgic și de construcții din Shian, R.P. Chineză

Extracția minereurilor metalifere

2.6. Folosirea mașinilor electronice de calcul pentru planificare la mina de minereuri Kiirunavaara Lkab
Lisbet Ahlund, LKAB, Kiruna, Suedia

2.7. Din experiența proiectării cu ajutorul mașinilor electronice de calcul a unei mine în Enonkoski Finlanda
L. Grundström, R.P. Pitkänen, A/O Outokumpu, Finlanda

2.8. Sistem automatizat pentru proiectarea minei de minereuri Grong Gruber
John Ornäs, A/O Grong Gruber, Limingen, Norvegia

2.9. Conducerea proceselor de producție din subteran ; experiența minei „El Tenente" din cadrul companiei „Codelco", Chile
K.D. Valentin, Direcția pentru dezvoltarea tehnică, mina „El Tenente", compania „Codelco", Chile

2.10. Elaborarea proiectului pentru exploatarea subterană pe bază de calculator ; Mina de bauxită „Niksič"
V. Kacunkovič", L. Spasojevič, R. Jovicič, Institutul de mine din Belgrad, Iugoslavia,
V. Vukmirovič, S. Vasiljevič și *R. Medjedovič*, Minele de bauxită „Niksič", Iugoslavia

2.11. Introducerea instalațiilor electronice pentru prelucrarea datelor miniere pentru firma Woest-Alpine AG
Günther Hausberger, Martin Moser : Voest-Alpine AG, Leoben, Austria
Harold Umfer Voest-Alpine AG, Eisenerz, Austria

Extracția cărbunelui

2.13. Folosirea mașinilor electronice de calcul pentru proiectarea eficientă a minelor de huilă
Zbigniew Klanowski și Leonard Pozor, Biroul principal pentru cercetări și proiectări miniere, Katowice, R.P.P.

2.14. Elaborarea complexului de modele pentru probleme de planificare a întreprinderilor carbonifere, folosind mașini electronice de calcul
L.A. Kaforin și I.P. Nabrodov, ȚNIEIugoli, Moscova, U.R.S.S.

2.15. Automatizarea complexă în cadrul abatajelor frontale din stratele cu grosime medie
H. Kuroda, K. Nishimura și *M. Ezaki*, Japonia

2.16. Folosirea unor sisteme de automatizare și robototehnică în abatajele frontale din stratele cu înclinare mică
J. Demoulin, Serviciul tehnic, Direcția industriei carbonifere, Franța,
F. Vilniev de Genti, Cerchar, Franța

2.17. Modelarea zăcământului Valea Jiului cu o structură complexă în vederea proiectării automatizate a metodelor de exploatare subterană
St. Covaci, A. Simionescu și Gh. Oncioiu, Institutul de Mine Petroșani, R.S.R.

2.20. Extragerea prin lucrări la zi a pilierilor de protecție de la zăcământul de cărbuni Carma
A. Grandjean, J.R. Heinrich, Departamentul tehnico-minier „Charbon de France",
A. Vuillaume, D. Hantz, Centrul de cercetări, „Charbon de France"

2.21. Experiența și rezultatele folosirii computerelor pentru prelucrarea datelor lucrărilor de explorare pentru pregătirea deschiderii unor cariere de cărbune brun din R.D.G.
Garry Bernstein, Ministerul Industriei Carbonifere și Energeticii, R.D.G.

2.22. Experiența și rezultatele folosirii automatizării pe baza mașinilor electronice de calcul pentru pregătirea tehnologică și conducerea automată a punților de transport și haldare în industria cărbunilor bruni din R.D.G.
Günther Koziol și Franc Petrich, R.D.G.

2.23. Folosirea mașinilor electronice de calcul la adoptarea soluțiilor optime ale traseelor pentru transportul masei miniere la carierele de cărbuni bruni din regiunea Reinsk
Milojcić, Rheinische Braunkohlenwerke AG Köln, R.F.G.

Tema 3

NECESARUL DE INVESTIȚII, ORGANIZAREA PRODUCȚIEI ȘI PRODUCTIVITATEA MUNCII ÎN CADRUL EXPLOATĂRII MECANIZATE A ZĂCĂMINTELOR DE SUBSTANȚE MINERALE UTILE

Probleme generale

3.1. Stadiul lucrărilor de cercetare științifică și al tehnologiilor pentru exploatarea zăcămintelor de substanțe minerale utile în Canada.
W.C. Joeffrey, Institutul canadian de cercetări științifice pentru tehnologii de exploatare a zăcămintelor de substanțe minerale și combustibili, Ottawa.

3.2. Alegerea tehnologiei corespunzătoare în industria minieră din țările în curs de dezvoltare
M. Sengupta, Școala minieră din Colorado, Universitatea din Alaska, S.U.A.

3.3. Industria minieră din India: perspectivele de creștere a productivității
S.V. Ali, Consiliul indian pentru exploatarea zăcămintelor, New Delhi

Extracția cărbunelui

3.5. Structura investițiilor pentru construirea minelor de huilă cu adîncime mare în Polonia
Evgeniusz Ciyszak, adjunct al ministrului minelor și energeticii, Varșovia, R.P.P.

3.6. Principalele direcții privind accelerarea progresului tehnic în industria carboniferă a U.R.S.S.
M.I. Șciadov, Ministerul Industriei Carbonifere al U.R.S.S., Moscova

3.7. Progresul tehnic și probleme economice în ramura cărbune din Cehoslovacia
Vlastimil Ehrenberger, ministrul combustibililor și energeticii R.S.C., Praga.
Alfred Fajkos, Ministerul Federal al Combustibililor și Energeticii, Praga, R.S.C.

3.9. Influența nivelului și a dinamicii cheltuielilor asupra alegerii capacității, investițiilor și eficienței economice a producției în condițiile geo-miniere ale carierelor de lignit din Iugoslavia
Simonovič Momcilo, Stoianovič Dusan și *Simič Radomir*, Facultatea de mine și geologie, Belgrad,
Rasulič Vladeta, Combinatul „Kolubara", Lazarevač, Iugoslavia

3.11. Productivitatea muncii și posibilitățile de creștere a acesteia în procesul de mecanizare a operațiilor din carierele de cărbuni din bazinul de cărbune brun Cehia de Nord
Ivan Svoboda și Miloslav Nesladak, Bazinul de cărbune brun Cehia de Nord, Most, R.S.C.

3.12. Noi complexe pentru extragerea pilierilor dintre camere și a pilierilor-benzi
H. Obermaier, E. Urschin și H. Habenicht, firma „Voest Alpine", Zeltweg, Austria

3.13. Reducerea investițiilor pentru complexele de utilaje cu susțineri mecanizate prin optimizarea construcțiilor
Zhang Shentao și Zai Dian, TNIUI, R.P. Chineză

3.14. Alegerea mijloacelor de mecanizare și a direcțiilor de dezvoltare a întreprinderilor carbonifere din India
A.K. Ghose, Școala de mine, Dhanbad, India S.K. Choudhuri, Bazinul de sud-est, Bilaspur, India

Extracția substanțelor nemetalifere

3.15. Căile de îmbunătățire în continuare a indicatorilor obținuți în ultimii 10 ani la minele de săruri de potasiu Elsace
Michel Strekdenfinger, Minele de săruri de potasiu Elsace, Mulhouse „Franța"

3.16. Metode de exploatare continuă a nisipurilor petrolifere
R.K. Singhal, Tehnologie minieră avansată, KANMET-EMR, Devon, Alberta, Canada
G. Sahai, Secția de exploatare minieră și tehnologii, Guvernul provinciei Alberta, Canada
S. Gosh, Sancor Incorporated, Secția nisipuri petrolifere — Fart — Mc Murray, Alberta, Canada

3.17. Sporirea eficienței tehnico-economice pentru extracția sulfului și a sării prin dizolvare selectivă în R.P.P.
Henryk Filcek, Iozef J Kirejczik și Kazimez Slizowski, Academia de mine-metalurgie, Cracovia, R.P.P.

3.18. Exploatarea mecanizată eșalonată a calcarului la cariera de mare capacitate Baltazar
M.M. Benedetti, F.J. Prati și R. Nakamura, San—Paulo, Brazilia

3.19. Îmbunătățirea metodelor de exploatare și preparare a minereurilor, ținîndu-se seamă de variația mineralizației
P. Berri, G. Banifazii, P. Massacci, P. Piga, M. Pinzari, G. Raspa, M. Violo și M. Sciotti, Roma, Italia

Extracția minereurilor metalifere

3.20. Creșterea productivității muncii și a eficienței economice la minele de minereuri neferoase în China ca urmare a progresului tehnico-minier
Hun Ge, Asociația pentru știință și tehnică pentru metale neferoase a Chinei, Beijing
U. Tunshun, Institutul de cercetări pentru minereuri, Chanshan

3.21. Soluții tehnice și tehnologice avansate în cadrul exploatării zăcămintelor de minereuri de fier în U.R.S.S.
L.K. Antonenko și I.A. Korotkov, U.R.S.S.

3.22. Sporirea productivității pe seama introducerii noutăților tehnice la minele de minereuri de fier din India
G.S. Khuntia, SAIL, Orissa, India
G.K. Pradhan, IBP, Bhunaneshwar, India

3.24. Soluții moderne pentru exploatarea eficientă a zăcământului de minereuri de staniu Altenberg în R.D.G.
Rheiner Dietse, Combinatul de mine și metalurgie „Albert Funk", Freiberg, R.D.G.

Horst Gerhard și Armin Krausse Academia minieră, Freiberg, R.D.G.

3.25. Mărirea coeficientului de extracție a rezervelor de substanțe minerale utile prin folosirea tehnologiilor moderne în industria minereurilor cuprifere din R.P.P.

Jan Butra, Laboratorul de metode de exploatare NIIPIM „Kuprum", R.P.P.
Miroslaw Pawlak Combinatul de mine și metalurgie pentru cupru Liubin, R.P.P.

3.26. Creșterea productivității muncii la mina de minereuri „Toshibora"
Shuii Sayto și Tomoharu Yogo, mina Toshibora, Japonia

3.27. Folosirea metodei de exploatare în subetaje cu un grad de mecanizare ridicat la mina de minereuri „Vihanti" A/O Outokumpu

I. Rukonen, H. Pëyry, A/O Outokumpu, mina „Vihanti", Finlanda

Mecanizarea lucrărilor miniere

3.29. Posibilitățile de mecanizare a exploatării stratelor cu înclinare mare
Herbert Howe, Rhurkohle AT, R.F.G.

3.30. Corelația dintre productivitatea utilajelor și condițiile geo-miniere în cazul exploatării mecanizate a stratelor verticale

Vicente Luky Cabal, Pedro Luis, Peres Penzol, Roman Lago Perez, Alvardo Fernandez Viella și Felipe Remon Soriano, Hunosa, Spania

3.31. Organizarea producției în industria minieră — condiție de bază a sporirii productivității muncii și a eficienței economice la minele „Piast" și „Zemovit"
Jezi Malaro, Direcția de stat pentru inspecție minieră Katowice, R.P.P.
Jan Dabrowski, Centrala carboniferă Jawoznicko-Mikolow, R.P.P.

3.32. Folosirea combinei de înaintare cu șnec „Buig" pentru săparea în steril a lucrărilor miniere principale la minele din bazinul carbonifer Campin

P. Philippron, Kempense Steinkohlenmainen, Hautholen—Helthter, Belgia

3.33. Folosirea unei combine compacte cu șnec pentru săparea în strat a lucrărilor miniere la mina „Varndt"
Werner Dietrich, Saarbergwerke AG, Karlsbrun R.F.G.

3.34. Procedee eficiente de săpare rapidă a lucrărilor miniere în stratele de cărbuni cu pericol de erupție
A.T. Airuni, Institutul pentru probleme privind valorificarea complexă a bogățiilor subsolului al Academiei de Științe a U.R.S.S. Moscova
M.I. Verzilov, Institutul de proiectări „Țentroghiproșaht" al Ministerului Industriei Carbonifere, U.R.S.S., Moscova

M.I. Bolșinski Institutul de securitatea muncii în industria carboniferă al Ministerului Industriei Carbonifere, U.R.S.S., Makeevka.

3.37. Sporirea eficienței producției miniere ca urmare a electrificării
Fred Boman și Karl Oke Johansson, Buliden Mineral Suedia

3.38. Exploatarea eficientă a zăcămintelor filoniene cu o înclinare de peste 50°, folosind tehnologia de tăiere a minereului din suitori și a unor complexe cu deplasare pe monorai

V.G. Drujkov și I.N. Saifutdinov, Institutul unional de cercetări, proiectări și asimilări pentru minereuri neferoase, Moscova, U.R.S.S.
I.P. Galcenko IPKON, U.R.S.S.

3.39. Forajul automatizat
K. Hulkkonen, Instalații de foraj „Tamrok", Tampere, Finlanda

3.40. Mecanizarea la minele de săruri de potasiu din R.F.G prin folosirea mașinilor de încărcat și transport
M. Psotta, Mina de săruri de potasiu „Hattorf", Kali und Zaltz A.T., R.F.G.

Discuții la masa rotundă 4

NOI REALIZĂRI ÎN TEHNICA ȘI TEHNOLOGIILE DE SĂPAREA PUȚURILOR DE MINĂ ȘI VARIANTE DE TRANSPORT

4.1. Săparea mecanizată a unui puț de mină
Paul F. Sands, Centrul de cercetări științifice, Biroul pentru minereuri al Ministerului Afacerilor Interne, statul Washington

4.2. Noi realizări la săparea puțurilor din zona Legnice-Glogow LGHR
Miroslaw Pawliak și Pistr Nowakowski, R.P.P.

4.3. Metodă complexă pentru consolidarea borchișurilor la săparea puțurilor de mină
A. Panaiotov, I. Radev, H. Milkov, H. Iankov, B Petrov, D. Hristov și S. Rahnev, R.P.B.

4.4. Protecția susținerii minelor împotriva influenței exploatării pilierului în cazul pericolului apelor
Miroslaw Chudek, Institutul politehnic, Gliwice, R.P.P.
Erzi Godzek și Andjei Woitusia „Budokop' Mislowice R.P.P.

4.5. Săparea puțurilor de mină în roci moi și acvifere,
I. Căruntu și C. Păsărin, ICITPML Craiova, R.S.R.

4.6. Sisteme pentru transport minier — comparație între sistemul de transport pe puț și respectiv pe plan înclinat
F. Koppanyi și Hans O. Swensson, Bodiden Kotehn Stockholm, Suedia

4.7. Transportul hidraulic — soluție rațională pentru proiectul unei mine complexe de minereuri a viitorului
Anders Selgren Secția pentru tehnologii de valorificare a resurselor de apă, Școala tehnică superioară, Luleo, Suedia

4.8. Lucrările miniere înclinate de transport și planele înclinate deschid noi posibilități pentru minele de minereuri
Bjorn Lindstrom, Kiruna, Electrik AB, Stockholm, Suedia

4.9. Perfecționarea infrastructurii la mina „Prosporhanie" prin săparea unui plan înclinat pentru evacuarea cărbunelui și concentrarea preparării la o singură uzină
Hans Ketteler, Ruhrkohle AG, Duisburg, R.F.G.

Discuții la masa rotundă 5

METODE MECANIZATE PENTRU CONTROLUL ȘI SUSȚINEREA LUCRĂRILOR MINIERE

5.1. Metode mecanizate pentru controlul și susținerea tavanului
G. Johnsson, Bjorn, L. Karebju, Ken Lundgren și Anders B. Silvan, Atlas Capco MȚT—AB, Stockholm Suedia

5.2. Cercetări din domeniul susținerii elastice cu ancore în diferite construcții
John M. Goris și John P. Conway, Biroul de cercetări pentru minereuri, statul Washington, S.U.A.

5.3. Susținere cu ancore din cablu de oțel folosită în lucrările miniere din minele de minereuri Piuhiasalmi
P. Lappalainen, „Piuhialsalmi", Finlanda
I. *Antikainen*, Institutul de învățământ superior pentru tehnologii, Helsinki, Finlanda

5.4. Susțineri cu ancore din cablu de oțel pentru abataje-camere
U. Bajzeli, J. Likar, F. Zigman, A. Hrovatič, A. Subelj și A. Sedovsek, M. Suljkanovič, M. Avdič, Institutul de mine Ljubliana, Iugoslavia

5.5. Cercetări în domeniul construcțiilor de susțineri pentru lucrări miniere în care vatra are tendințe de umflare

și introducerea rezultatelor cercetărilor la mina de cărbune brun „Alpagut — Dodurga", Turcia
K. Biron, W. Arioglu și N. Bilgin Universitatea tehnică, Istambul, Turcia
D.K. Acar, Mina de cărbune brun „Alpagnt-Dodurgă", Turcia

5.6. Există posibilități de lărgire a domeniului de utilizare a susținerii cu ancore în industria minieră?
E.U. Reuter și W. Hermulheim, Universitatea tehnologică Rhein-Westfalia, Aachen, R.F.G.

5.7. Mărirea stabilității lucrărilor miniere prin consolidarea și destinderea rocilor înconjurătoare
Zdenek Odstrcilik, Institutul de cercetări miniere pentru cărbune din Ostrava — Rodvanice, R.S.C.

5.8. Alegerea susținerii și a procedeului de săpare a lucrărilor miniere cu lățime mică în condiții geo-miniere dificile
Iozef Maloszewski, Institutul central de cercetări miniere Katowice, R.P.P.
Jan Szyndlei, Centrala pentru construcții miniere, Katowice, R.P.P.
Jan Mateja, Centrul de cercetări științifice pentru construcții miniere „Budokop", Myslowice, R.P.P.

5.9. Avantajele introducerii unei noi metode de exploatare în felii cu tavan artificial la mina de minereuri de crom Kavak
Shinazi Eskikaya, Facultatea de mine, Universitatea tehnică din Istambul, Turcia
Salahattin Aydiner, Mina de minereuri de crom Kavak, Turcia

5.10. Construcții de susțineri pentru lucrări miniere — examinare geotehnică
V. Venkateswarlu și N.M. Raju, Institutul central de cercetări științifice, Dhanbad, India

5.11. Manipulator K—1100/3,5—4,5 pentru montarea mecanizată a panourilor prefabricate din beton armat în cadrul săpării lucrărilor miniere magistrale Koliu Kolev, Institutul Minproekt, R.P.B.

Discuții la masa rotundă 6

EXPLOATAREA ZĂCĂMINTELOR DE SUBSTANȚE MINERALE UTILE ÎN CONDIȚII ARCTICE (ÎNGHEȚURI VEȘNICE) ȘI FOLOSIREA PROCEDEELOR DE CONGELARE ARTIFICIALĂ

6.2. Mărirea capacității carierelor de apatită în condiții arctice prin folosirea tehnicii și tehnologiilor moderne
V.A. Kaitmazov, A.I. Timcenko, I.A. Samoilov și E.K. Klubnicikin Ministerul Îngrășămintelor, Moscova, U.R.S.S.

6.4. Folosirea instalațiilor de foraj roto-percutante pentru forarea găurilor de sondă înclinate cu diametru mare la carierele din nord
T. Auranen, Tampella, Tampere, Finlanda

6.5. Folosirea metodei de exploatare cu camere și stîlpi în Maarmorilike, Groenlanda
L. Alm și R. Ekenberg, Grinex, Groenlanda
P.E. Seder, Buliden Mineral, Suedia

6.6. Extracția cărbunelui în Spitzbergen
Peter J. Bruemans Norvegia

6.7. Extragerea pilierilor la mina de minereuri „Polyaris" folosind rambleierea prin congelare
R.D. Bergen, Canada

6.8. Proiectarea pilierilor naturali și artificiali pentru zăcămintele din zonele cu îngheț veșnic
F.J. Skudrzyk, S. Bandopadhyay, K. Mukesh, Facultatea de mine, Universitatea statului Alaska, Fairbanks, S.U.A.

6.9. Metodă de congelare în cadrul exploatării cu galerii de subetaje la mina Piuhiasalmi, Finlanda
Mati Raiolahti, Mina Piuhiasalmi, firma Outokumpu, Finlanda

6.10. Particularitățile exploatării zăcămintelor de mică în condițiile nordice
M.G. Kuzakov, Direcția generală pentru industria nemetaliferelor, Ministerul Materialelor de Construcții U.R.S.S.
V.M. Busîrev Laboratorul pentru exploatarea subterană a zăcămintelor de mică, Institutul de mine, Filiala Kola, U.R.S.S.

6.11. Controlul permanent al grosimii peretelui de rocă înghețată — premisă pentru mecanizarea săpării puțurilor prin congelare
Karl Wollers, Thyssen — Schachtbau GmbH, RFG

6.12. Tehnologii noi de săpare a puțurilor de mică prin congelarea masivului la adîncimi mari
Iozef Maloszewski, Institutul central de cercetări miniere, Katowice, R.P.P.
Tadeusz Napieracz, Centrala pentru construcții miniere, Katowice, R.P.P.
Kazimez Rulka, Centrul de cercetări științifice pentru construcții miniere, Katowice, R.P.P.

6.13. Dezvoltarea tehnicii de săpare a puțurilor de mină cu adîncime mare prin metode speciale
Zahang Yongcheng, Institutul de cercetări științifice pentru construcții miniere, Beijing, R.P.C

Şedinţa a XXV-a a Consiliului subsistemului de informare ştiinţifică şi tehnică pentru industria carboniferă

În perioada 25—29 mai 1987 a avut loc la Varna (R.P. Bulgaria) cea de-a XXV-a şedinţă a Consiliului de informare ştiinţifică şi tehnică pentru industria carboniferă INFORMCĂRBUNE.

La şedinţă au participat organele naţionale desemnate din R.P.B, R.S.C., R.D.G., R.P.M., R.P.P., R.S.R., R.P.U. şi U.R.S.S., precum şi reprezentanţi ai Sectorului pentru industria carboniferă al Secretariatului CAER.

Participanţii la lucrările şedinţei au luat cunoştinţă de hotărîrile adoptate la şedinţa a 34-a a Comisiei Permanente CAER pentru colaborare în domeniul industriei carbonifere, precum şi la şedinţele 33 şi 34 ale Comitetului Reprezentanţilor Împuterniciţi ai ţărilor membre ale Centrului Internaţional de informare ştiinţifică şi tehnică şi au convenit măsuri pentru aducerea la îndeplinire a acestora.

Au fost examinate, de asemenea, informarea cu privire la activitatea desfăşurată în cadrul sistemului de informare ştiinţifică şi tehnică INFORMCARBUNE şi eficienţa acesteia, care urmează să fie prezentată Comisiei Permanente CAER pentru industria carboniferă.

S-a examinat şi convenit planul de muncă al Subsistemului pe anii 1988—1989, în care s-au prevăzut elaborarea în comun a unor studii de sinteză privind ultimele noutăţi tehnice apărute pe plan mondial, legate de activitatea unităţilor carbonifere din ţările membre ale CAER, elaborarea unor cataloage de utilaje şi aparatură fabricate în ţările participante pentru mine, carierele şi uzinele de preparare a cărbunilor, schimbul de lucrări informaţionale editate în ţările respective, primirea de articole şi materiale la cerere, în regim tradiţional şi automatizat, trecerea la realizarea unor bănci de date privind informaţii faptice referitoare la utilajele folosite în abataje şi la săparea lucrărilor miniere de la minele de cărbuni.

În cadrul lucrărilor, reprezentantul Organului naţional desemnat al R.P.B. a prezentat o informare cu privire la modul de asigurare cu informaţii ştiinţifice şi tehnice a cadrelor de conducere şi a specialiştilor din industria carboniferă a R.P.B., pe marginea căreia s-a efectuat un schimb de experienţă util.

Lucrările şedinţei s-au desfăşurat într-o atmosferă de lucru, tovărăşească şi într-un spirit de deplină înţelegere.

Ing. **M. Ene**

Zilele economiei şi tehnicii cehoslovace

BUCUREŞTI '87

Camera de comerţ şi industrie din R.S. Cehoslovacă, în colaborare cu serviciul comercial al ambasadei R.S.C. în R.S. România şi cu Camera de comerţ şi industrie din R.S. România, organizează cea de-a 4-a ediţie a Zilelor economiei şi tehnicii cehoslovace, care se va desfăşura în intervalul 29—IX—4—X—1987.

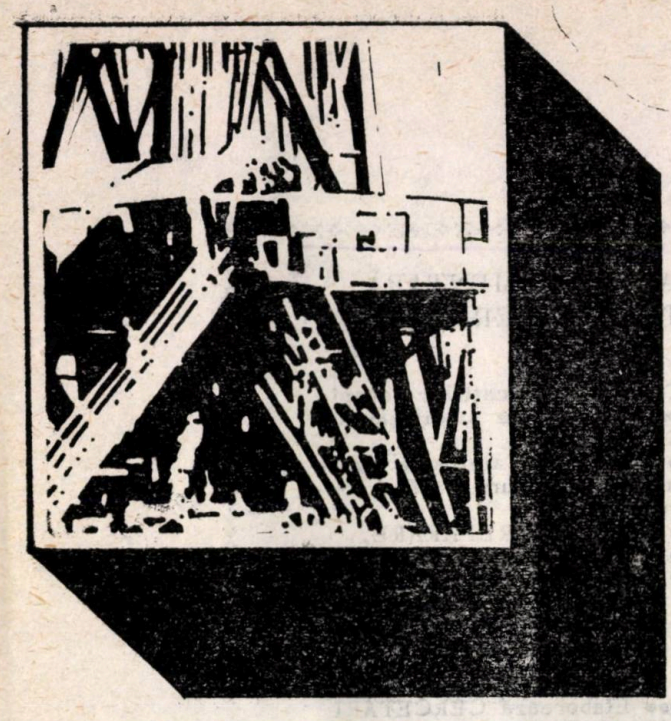
Scopul acestei manifestări îl constituie sprijinirea activă a îndeplinirii documentelor adoptate la Consfătuirea economică a reprezentanţilor ţărilor membre ale CAER la cel mai înalt nivel, prin întărirea relaţiilor economice bilaterale, şi îndeplinirea Programului de lungă durată de dezvoltare economică şi colaborare tehnico-ştiinţifică pînă în anul 2000 între R.S. România şi R.S. Cehoslovacă.

Această ediţie îşi propune să informeze pe specialiştii români despre cele mai noi concepte din domeniul cercetării, ştiinţei şi tehnicii, despre succesele dobîndite în anumite sectoare, în care partea cehoslovacă este interesată să dezvolte o cooperare de producţie şi, mai mult decît atît, să stabilească relaţii directe de producţie.

Publicului de specialitate îi vor fi prezentate cicluri de 15 prelegeri, însoţite de filme şi diapozitive.

1. *Robotizarea locurilor de muncă echipate cu strunguri şi centrele de prelucrare*
2. *Maşini de ţesut pneumatice*
3. *Producerea roboţilor industriali şi a complexelor robotizate în R.S.C.*
4. *Noutăţi în programul de export al întreprinderii Techno-export privind construcţia de maşini chimice*
5. *Marile staţii de pompare pentru irigaţii*
6. *Randament ridicat la irigaţii prin folosirea instalaţiei pivotante de irigare*
7. *Mijloace cehoslovace tehnice şi de programare SMEP*
8. *Calculatoarele din serie JSEP*
9. *Prelucrarea cauciucului ca funingine CHEZACARB*
10. *Prelucrarea materialelor plastice cu funingine CHEZACARB EC*
11. *Concepţii noi în producerea de materiale de construcţie bazice şi materiale refractare în întreprinderile de magneziu din Slovacia*
12. *Dispozitive moderne pentru depozitele cu paleţi*
13. *Sistemul stomatologic ERGOSTAR 90*
14. *Dispozitive cehoslovace de kryochirurgie*
15. *Lentile de contact*

V.E.



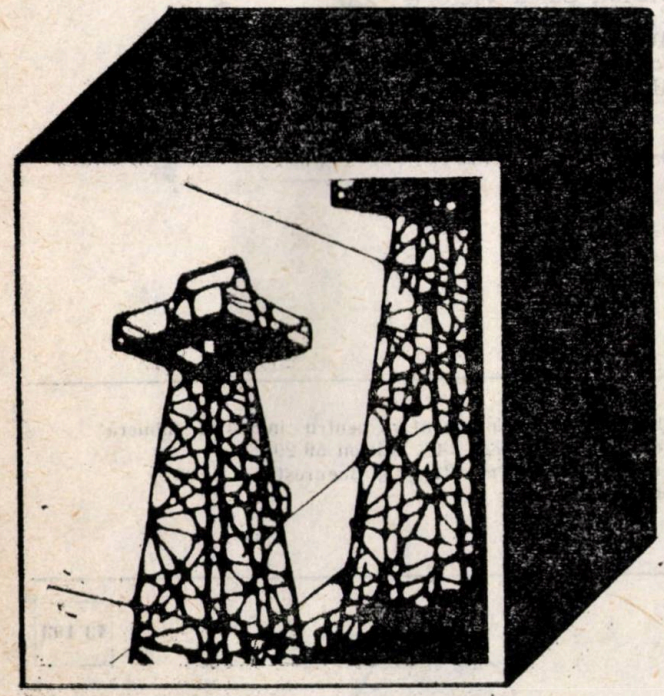
MINISTERUL MINELOR, PETROLULUI SI GEOLOGIEI

Intreprinderea de reparatii utilaj electric, automatizari si radiocomunicatii

EXECUTA:

- Confecţii de echipamente electrice, prefabricate de forţă, distribuţie, automatizări şi radiocomunicaţii specifice industriei petroliere.
- Reparaţii de motoare, transformatoare, aparataje electrice.
- Reparaţii şi confecţii de scule de foraj extracţie.
- Activitate de service în legătură cu aceste activităţi.

IRUEAR CIMPINA, str. BOBILNA nr. 44, jud. PRAHOVA, telex 19625, telefon 973/35751, 35781, 36071.



OFICIUL DE INFORMARE DOCUMENTARĂ PENTRU INDUSTRIA MINIERĂ

••• Asigură informarea ştiinţifică şi tehnică - prin publicaţii periodice şi neperiodice a cadrelor de conducere din minister, din unităţile productive, a specialiştilor din institutele de cercetare-proiectare ale ministerului, a cadrelor de execuţie cu studii superioare şi medii din ramură şi a cadrelor din alte ministere care desfăşoară activităţi similare industriei miniere (metrou, construcţii subterane, hidrotehnice, construcţii de utilaje şi maşini miniere etc.), cu privire la:

- ştiinţe fundamentale;
- geologie şi topografie minieră;
- tehnică minieră (în general);
- tehnologii de exploatare şi preparare a substanţelor minerale utile (cărbuni, minereuri, nemetalifere, sare);
- utilaje, maşini şi echipamente miniere pentru subteran şi suprafaţă;
- mecanizare, automatizare, robotizare a proceselor;
- construcţii industriale;
- probleme economice, financiare;
- organizare şi conducere a unităţilor miniere;
- protecţia muncii;
- probleme sociale, condiţii de viaţă, retribuire;
- perfecţionare profesională;
- piaţa mondială (metale, minerale);
- invenţii - inovaţii.

Titlurile publicaţiilor neperiodice elaborate şi difuzate de OIDIM sînt:

- CONDINF (Caiet selectiv de informare documentară a conducerii).
- MINERIT-PREPARARE.
- PROTECŢIA MUNCII.
- MECANIZARE-AUTOMATIZARE.
- INVENŢII-INOVAŢII.
- SUMARUL REVISTELOR STRAINE.

••• Elaborează CERCETARI BIBLIOGRAFICE pe teme, pentru institutele de cercetare şi proiectare din ramură şi pentru unităţile productive ale ministerului.

••• Asigură prin BIBLIOTECA TEHNICA PROPRIE servicii de informare documentară pentru toţi specialiştii din ramură şi ABONAMENTE pentru publicaţiile periodice şi neperiodice din ţară şi străinătate.

••• Asigură tipărirea revistei MINE, PETROL, GAZE, organ de presă tehnică al Ministerului Minelor, Petrolului şi Geologiei.

OIDIM, Calea Victoriei 220, C.P. 22-146, sector 1/71.104, BUCUREŞTI, tel. 59.29.75, cont virament 30.12.08.001 BNRSR, filiala sector I.

Revista MINE, PETROL şi GAZE este editată de Oficiul de informare documentară pentru industria minieră.
Bucureşti, Calea Victoriei 220, sector I, cod. 71104, C.P. 22—146, telefon 59.29.75
Tiparul: Întreprinderea poligrafică „Informaţia", str. Brezoianu nr. 23—25, Bucureşti, c. 1408
Preţul: 13 lei/exemplar
Grafica: A. Socaciu

MINISTERUL MINELOR PETROLULUI SI GEOLOGIEI

INTREPRINDEREA DE REPARAT MOTOARE GRELE SI INSTALATII PETROLIERE

LA I.R.M.G.I.P. POIANA CIMPINA SE AFLA IN CURS DE ASIMILARE IN FABRICATIE UN NOU TIP DE TROLIU DE INTERVENTIE CU SARCINA MAXIMA IN CABLU DE 3tf.

PROIECTANT: I.P.C.U.P. PLOIESTI
I.C.S.I.T.T. BRASOV

EXECUTANT : I.R.M.G.I.P. POIANA CIMPINA
INTREPRINDEREA DE TRACTOARE MIERCUREA-CIUC

CARACTERISTICI TEHNICE:

- tipul tractorului, S 651;
- puterea motorului, 65 CP;

PARTEA DE TROLIU:

- lungimea cablului, 320 m;
- diametrul cablului, 18 mm;
- sarcina maximă în cablu, 3 tf;
- cutia de viteze cu inversor cu 4+4 trepte;
- diametrul tobei, 352 mm;
- lungimea tobei, 450 mm.

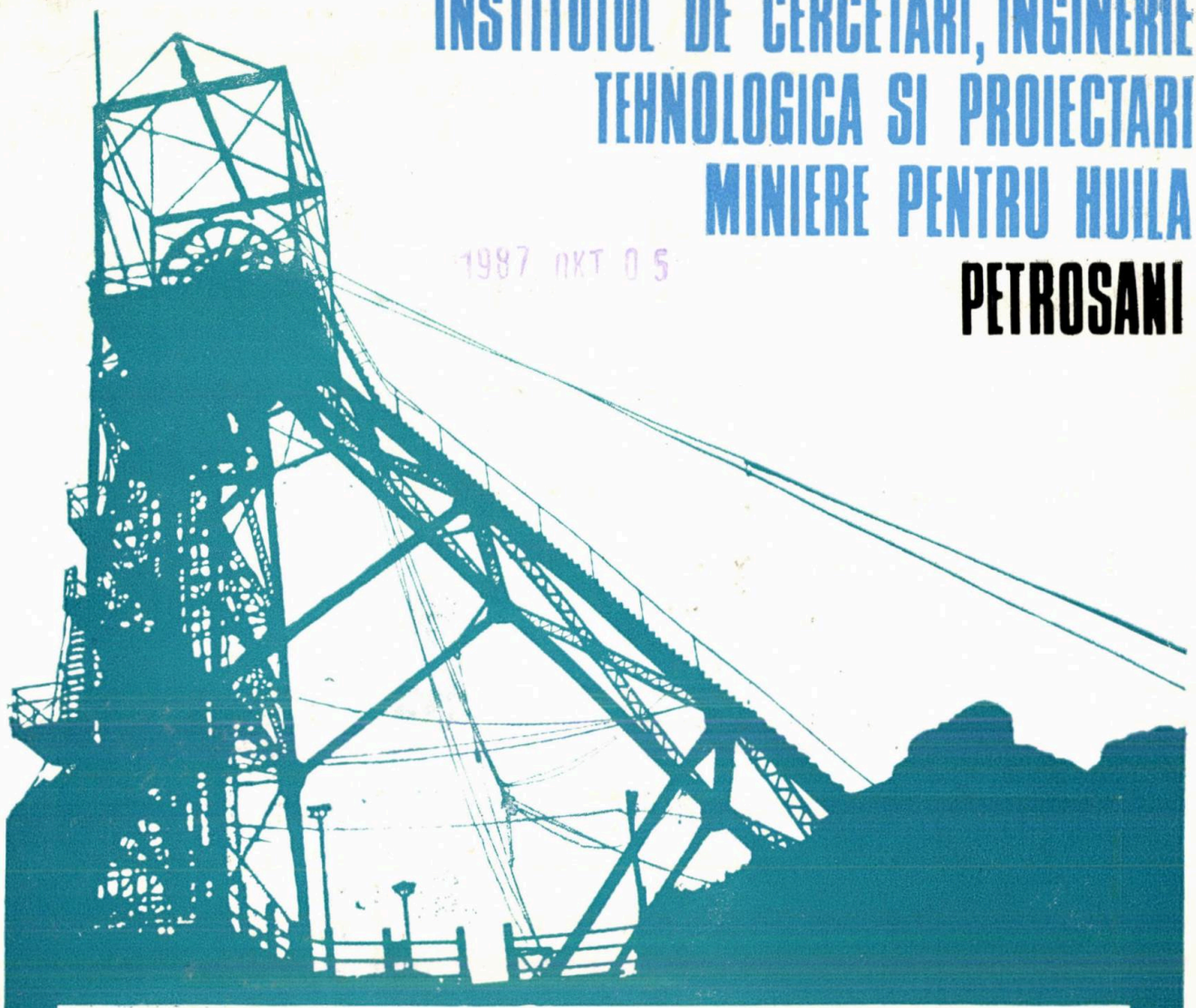
Troliul este destinat operaţiilor de intervenţie la sonde cu adîncimi pînă la circa 1.300 m şi dispune de comenzi manuale şi pneumatice, fiind echipat cu o cabină ergonomică.

I.R.M.G.I.P. POIANA CIMPINA, judeţul Prahova, cod 2158, telefon: 50151, 50152, 50153, 50154, telex 19627

INSTITUTUL DE CERCETARI, INGINERIE TEHNOLOGICA SI PROIECTARI MINIERE PENTRU HUILA

1987 OKT 05

PETROSANI



EFECTUEAZA:

- CERCETARI PRIVIND EXPLOATAREA, PREPARAREA SI INDUSTRIALIZAREA CARBUNELUI.
- PROIECTE TEHNOLOGICE SI DOCUMENTATII TEHNICO-ECONOMICE PENTRU OBIECTIVE DE INVESTITII PRIVIND EXPLOATAREA, PREPARAREA SI INDUSTRIALIZAREA CARBUNELUI, DEZVOLTAREA UNITATILOR DE FABRICARE SI REPARATII ALE UTILAJELOR MINIERE.
- CERCETARI SI PROIECTE PRIVIND MECANIZAREA SI AUTOMATIZAREA MINELOR, MODERNIZAREA SI ASIMILAREA UTILAJELOR SPECIFICE INDUSTRIEI CARBUNELUI.
- COLABORARI CU UZINE CONSTRUCTOARE DE MASINI DIN TARA SI STRAINATATE PRIVIND ADAPTAREA UTILAJULUI MINIER LA CONDITIILE SPECIFICE DIN VALEA JIULUI.
- CERCETARI SI PROIECTARI PRIVIND COOPERAREA EXTERNA IN DOMENIUL EXTRACTIEI SI PREPARARII CARBUNELUI.

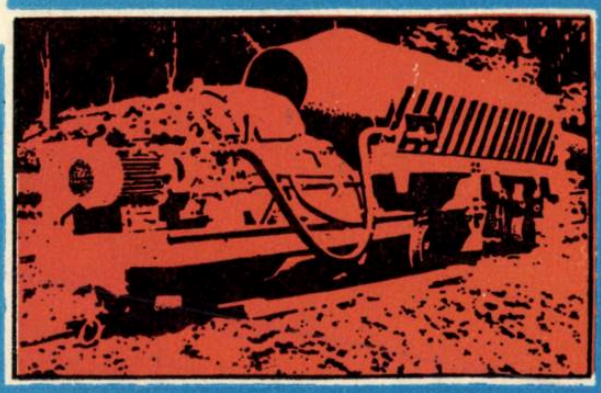
ICITPMH PETROSANI, str. Mihai Viteazu nr. 3, cod 2675,
judeţul HUNEDOARA

E 1445

MINE PETROL GAZE

BUCUREŞTI – ROMÂNIA ◆ Vol. 38. septembrie 1987

9



MINISTERUL MINELOR PETROLULUI SI GEOLOGIEI

ICITPLCIM DEVA

EFECTUEAZA LUCRARI DE CERCETARE SI PROIECTARE IN URMATOARELE DOMENII:

• extractia si prepararea minereurilor feroase, neferoase si auro-argentifere • mecanizarea si automatizarea operatiilor miniere (subteran si suprafata) si in uzinele de preparare • proiectarea, construirea prototipurilor si experimentarea de utilaje si aparate noi, instalatii de automatizare etc. pentru unitati miniere si de preparare • valorificarea elementelor utile continute in resurse secundare: sterile de halda, iazuri de decantare, zguri metalurgice, ape de mina si de la instalatii industriale.

OFERA BENEFICIARILOR DIN TARA SI STRAINATATE:

• tehnologii de exploatare a zacamintelor de substante minerale utile feroase, neferoase si auro-argentifere • cercetari in faza laborator, pilot si semiindustriala pentru prepararea minereurilor feroase, neferoase, auro-argentifere si resurse secundare prin tehnologii moderne, inclusiv neconventionale • documentatii de executie pentru instalatii de preparare a minereurilor la obiective noi sau pentru modernizarea fluxurilor tehnologice la instalatiile existente • analize chimice, spectrale, rationale si analize fizice speciale • determinarea caracteristicilor fizico-mecanice ale rocilor si solurilor • studii si lucrari geotehnice, de geodezie-cartografie, amplasarea obiectivelor miniere la suprafata si in subteran • studii si lucrari speciale de excavare cu explozivi inclusiv determinarea influentei lucrarilor cu explozivi asupra rocilor inconjuratoare si a constructiilor • stabilirea conditiilor pentru fundatii la constructii de diverse tipuri • determinarea stabilitatii depozitelor de produse miniere, roci, materiale de constructii etc. • ridicari topografice si intocmiri de planuri si harti de lucru • studii economice, marketing, studii de fezabilitate in ansamblu pe obiective mari sau separat, pe sectiuni de fabricatie • proiecte pentru instalatii de transport cu benzi funiculare, linii ferate inguste cu tractiune electrica sau diesel etc. • studii de cercetare si documentatii de executie pentru epurarea apelor reziduale, inclusiv recircularea acestora in procesele tehnologice • studii si proiecte de optimizare a productiei si conducerea automata a proceselor asistata de calculator • constructia prototipurilor si a modelelor, inclusiv serie mica (unicat) pentru aparate si utilaje miniere si de preparare noi • asistenta tehnica prin specialisti cu experienta in exploatarea minereurilor, preparare, constructii miniere in subteran si la suprafata, geologie inginereasca, topografie etc. • traduceri din limbile franceza, rusa, engleza, ceha si italiana.

ICITPLCIM DEVA, str.23 August nr.37A, jud. HUNEDOARA, cod 2700

MINE, PETROL ŞI GAZE

ORGAN AL MINISTERULUI MINELOR ŞI AL MINISTERULUI PETROLULUI

ANUL XXXVIII

Nr. 9 1987

CUPRINS

Din realizările şi preocupările Centrului de cercetări, inginerie tehnologică şi proiectări pentru securitate minieră Petroşani

Tat, S., Zaporojan, M., Fissgus, K., Heljiu, N., Ciocoiu, C. **Perfecţionarea tehnologiilor de efectuare a împuşcărilor de mare productivitate în subteran şi în cariere în condiţii de securitate** . . 403

Bitir, P., Ghiţă, C. **Realizări şi perspective în domeniile combaterii tehnice a prafului şi zgomotului, al psihologiei, salvării miniere şi al îmbunătăţirii normelor de protecţie a muncii** 405

Micheş, Gh., Oprea, N., Vânătoru, I., Laşcu, V. **Preocupări privind electrosecuritatea în industria minieră** 407

Băltăreţu Florica, Matei, I. **Structura cercetării C.C.I T P.S.M. Petroşani în scopul automatizării aerajului minelor, creşterii eficienţei degazării şi reducerii riscului de autoaprindere a substanţelor minerale utile** 410

Haţiegan, T. D. **Consideraţii privind funcţionarea hidrociclonului ca şi clasor de tulbureală** 411

Pârcălăbescu, I. D., Nistor, I. **Cercetări roentgenostructurale şi chimico-spectrale asupra unor carote extrase de la adîncime din zona Căciulata — Cozia** 418

Manea Floarea, Pârcălăbescu, I. D., Nistor, I. **Studiul analitic al schimbului ionic din mineralele argiloase în prezenţa apelor de zăcămînt şi a apelor de injecţie** 425

Informaţii

COLEGIUL DE REDACŢIE

Ing. VASILE SCRIPAŢ, preşedinte ; dr. ing **GHEORGHE ALDEA** ; ing. **ŞTEFAN BENEA** ; dr. geol. **IOSIF BERCIA** ; ing. **TEODOR BORU** ; dr. ing. **GHEORGHE DONŢOV DANU** ; dr. ing. **IANCU GEANGĂLĂ** ; dr. ing. **FLOREA NEAGU** ; ing. **NICOLAE PANTILIE** ; **ELENA VRĂNCEANU,** redactor.

REZUMATE

C Z. 622.235 : 622.8

Tat, S., Zaporojan, M., Fissgus, K., Heljiu, N., Ciocoiu, C. *Perfecţionarea tehnologiilor de efectuare a împuşcărilor de mare productivitate în subteran şi în cariere în condiţii de securitate*

Avînd în vedere condiţiile geo-miniere din ce în ce mai dificile de exploatare a substanţelor minerale utile, sînt evidenţiate preocupările lucrătorilor de la Centrul de cercetări, inginerie tehnologică şi proiectări pentru securitate minieră din Petroşani, în colaborare cu fabricanţii de materiale explozive, în vederea realizării de explozivi antigrizutoşi cu siguranţă cît mai mare, iniţierea unui program de asimilare a capselor detonante, perfecţionarea tehnologiilor de împuşcare în subteran şi în cariere, precum şi protejarea obiectivelor din zonele învecinate împuşcărilor. Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 9, 1987

C.Z. 622. 807 : 622. 86 : 628.5

Bitir, P. Ghiţă, C. *Realizări şi perspective în domeniile combaterii tehnice a prafului şi zgomotului, al psihologiei, salvării miniere şi al îmbunătăţirii normelor de protecţia muncii*

Sînt expuse realizările mai importante ale C.C.I.T.P.S.M. Petroşani în problemele : combaterea tehnică a silicozei şi a altor pneumoconioze ; testarea psihologică a personalului ; finalizarea instrucţiunilor de selectare, instruire şi intervenţie în condiţii de temperatură şi umiditate ridicată, realizarea practică de soluţii tehnice pentru reducerea poluării sonore ; întocmirea unei bănci de date pentru editarea noilor ediţii de norme departamentale şi instrucţiuni tehnice anexe. Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 9, 1987

C.Z. 628. 5 : 622.86

Micheş, Gh., Oprea, N., Vânătoru, I., Laşcu, V. *Preocupări privind electrosecuritatea în industria minieră*

Ca urmare a cerinţelor de creştere a nivelului de securitate a echipamentului electric, activitatea C.C.I.T.P.S.M. Petroşani a fost orientată după prescripţiile din standardele noi privind echipamentul electric pentru atmosfere potenţial explozive. În paralel s-au realizat instalaţii adecvate de încercare, astfel că în prezent centrul dispune de instalaţii de testare a capsulărilor antideflagrante, instalaţii pentru verificarea şi testarea circuitelor cu siguranţă intrinsecă, instalaţii pentru verificarea gradelor normale de protecţie, instalaţii pentru testarea zdrunciniturilor, instalaţii pentru testarea la fricţiune şi impact etc. Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 9, 1987

C.Z. 65.011.56(001.5) : 622.41/46 : 622.82

Băltăreţu Florica, Matei, I. *Structura cercetării C.C.I T.P.S.M. Petroşani în scopul automatizării aerajului minelor, creşterii eficienţei degazării şi reducerii riscului de autoaprindere a substanţelor minerale utile*

Lucrările de cercetare şi inginerie tehnologică ale centrului sînt structurate în două categorii : de orientare fundamentală, cu rezultate valorificabile etapizat la toate minele, indiferent de natura acestora, de regimul caracteristic al emisiilor de gaze sau de tehnologiile de lucru practicate ; cu caracter aplicativ direct pentru anumite bazine miniere, grupuri de mine sau chiar zone ale acestora. Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 9, 1987

C Z. 622. 752 : 622.755

Haţiegan, T. D. *Consideraţii privind funcţionarea hidrociclonului ca şi clasor cu tulbureală*

Autorul explică, cît mai detaliat, funcţionarea hidrociclonului ca un clasor cu tulbureală, pe baza modelului elaborat pentru prima dată de Th. Neesse, aduce precizări şi completări privind calculul coeficientului de difuzie turbulentă şi introduce noţiunea de coeficient raportat de difuzie turbulentă. Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 9, 1987

C Z. 622.12/14 : 622.353

Pârcălăbescu, I. D., Nistor, I. *Cercetări roentgenostructurale şi chimico-spectrale asupra unor carote extrase de la adîncime din zona Căciulata—Cozia*

Folosind difracţia razelor X prin cristale şi analiza chimico-spectrală de emisie, se analizează carote extrase de la adîncime din zona seriei de Lotru. Considerentele petrologice pun în evidenţă apartenenţa acestor carote la grupul pegmatitelor complexe, iar cele de fizică nucleară, prin grupurile de elemente radioactive mamă-fiică, permit integrarea acestor carote în geocronologia archeană. Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 9, 1987

C.Z. 622.245.54

Manea Floarea, Pârcălăbescu, I. D., Nistor, I. *Studiul analitic al schimbului ionic din mineralele argiloase în prezenţa apelor de zăcămînt şi a apelor de injecţie*

Se analizează procesul de schimb ionic al elementelor mineralelor argiloase cu fluide naturale, bogat mineralizate, în vederea elucidării unor aspecte legate de exploatarea secundară a zăcămintelor de hidrocarburi. Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 9, 1987

CONTENTS

Achievements and tasks of the Center for Research, Process Engineering and Design for Mining Security Petroşani

C.Z. 622.235 : 622.8

Tat, S., Zaporojan, M., Fissgus, K., Heljiu, N, Ciocoiu, C. *Improvement of the high productivity blasting technologies, in security conditions, in underground and open pit mines*

Taking into account the more and more difficult mining conditions of the useful minerals, the authors present the activity of the workers of the above mentioned Center in cooperation with the blasting materials suppliers, in order to develop high security, damp proof explosives, to manufacture detonating fuses, to improve the blasting technologies underground and in open pits and to protect objects located in blasting areas.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 9 1987

C Z.622.807 : 622.86 : 628.5

Bitir, P., Ghiţă, C. *Achievement and outlooks in the fields of dust and noise control, psychology, mining rescuing and improvement of the security standards*

The most important achievements of the above mentioned Security Center are presented; they refer to : technical prevention of silicosis and other pneumoconioses; psychological testing of the personnel; completion of the selection, training and action instructions in conditions of high temperature and humidity; practical application of technical solutions for the prevention of noise; setting up data banks for the new issues of department standards and their attached technical instructions.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 9, 1987

C.Z. 628.5 : 622.86

Micheş, Gh., Oprea, N. Vânătoru, I., Lascu, V *Activities concerning the electrosecurity in the mining industry*

Following the requirements concerning the security improvement of the electrical equipment the activity of the above mentioned Security Center in Petroşani was directed in accordance with the latest standards pertaining to electrical equipment used in potentially explosive atmosphere. At the same time new adequate testing devices were developed, so that at present the Center has testing devices for explosion proof enclosures, for the fail safe circuits checking and testing, for the testing of the normal protection classes, for testing under shock, friction and impact conditions.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 9, 1987

C.Z. 65.011.56(001.5) : 622.41/46 : 622.82

Băltăreţu Florica, Matei, I. *Structure of the research work carried out at the Security Center in Petroşani, for the automation of mine ventilation, for efficiency improvement in degassing and lowering the self-ignition risk*

The research and process engineering carried out at the Center are structured in two categories : one with a basic character, whose results can be applied, in stages , at all mines, irrespective of their nature, their gas emission situation or the practiced mining technologies, and another one, with direct application for certain mining basins, groups of mines or areas thereof.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 9, 1987

C.Z. 622.752 : 622.755

Haţiegan, D. T. *Considerations regarding the functioning of hydrocyclones as slurry classifiers*

The author explains in detail the functioning of hydrocyclones as slurry classifiers, based upon the model developed for the first time by Th. Neesse, indicating new more precise additional data regarding the calculation of the coefficient of whirling diffusion and introduces the concept of related coefficient of whirling diffusion.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 9, 1987

C.Z. 622.12/14 ; 622.353 :

Pârcălăbescu, I. D., Nistor, I. *Roentgeno-structural and chemico-spectral investigation of depth drill cores from the Căciulata—Cozia area*

By using X-ray crystal diffraction and chemicospectral emission analysis depth drill cores from the area of the Lotru series are investigated. Petrological considerations reveal that these drill cores belong to the group of complex pegmatites, and the nuclear physics ones, through the groups of mother-daughter active elements, allow for these drill cores to be included in the archaean geochronology.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 9, 1987

C.Z. 622.245.54

Manea Floarea, Pârcălăbescu, I. D., Nistor, I. *Analytical study of the ionic exchange in clay minerals in the presence of formation and injection waters*

The authors study the process of ionic exchange of the elements in clay minerals, with natural, richly mineralized fluids, in order to clarify aspects regarding the secondary recovery of hydrocarbon reservoirs.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 9, 1987

СОДЕРЖАНИЕ

Некоторые виды работы специалистов Центра исследований, технологического инженерства и проектирования для горной безопасности Петрошань

C.Z. 622.235 : 622.8

Тат, С., Запорожан, М., Фиссгус, К, Хелжиу, Н., Чёкою, К. *Совершенствование технологий взрывов большой производительности в шахтах и на карьерах в условиях безопасности*

Имея в виду горно-геологические осложнявшиеся условия эксплуатаний полезных ископаемых выявлены некоторые виды и результаты работы специалистов вышеупомянутого центра в сотрудничестве с изготовителями взрывных веществ для получения взрывобезопасных материалов высокого качества и безопасности, осуществления программы усвоения капсулей-детонаторов, усовершенствования технологий взрыва в шахтах и на карьерах, а также охраны объектов соседних зон.

Ключевые слова: *усовершенствование, технология, взрыв, шахта, карьер, условия, детонаторы, безопасность.*

Mine, Petrol şi Gaze vol. 38, nr. 9, 1987

C.Z. 622.807. : 622.86 : 628.5

Битир, П., Гицэ, К. *Осуществления и перспективы в областях технического подавления пыли и шума, психологии, горноспасательного дела и улучшения норм безопасности труда*

Представлены важнейшие результаты Центра исследований, технологического инженерства и проектирования горной безопасности Петрошань в областях; борьба с техническим силикозом и другими видами пневмоконьозов; психологическое проверение персонала; реализация инструкций отбора, обучения и интервенции при условий высоких температур и влажности; практическое осуществление технического решения для уменьшения шума; состовление банк данных для издания новых департаментных норм и технических инструкций.

Ключевые слова: пыль, подавление, шум, безопасность, пневмоконьозы, техническое решение.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 9, 1987

C.Z. 628.5 : 622.86

Микеш, Г., Опря, Н., Вынэтору, И., Лашку, В. *Исслегования элетробезопасности в горной промышленности*

В связи с повышением уровня безопасности электрооборудования, деятельность специалистов центра проектирования для горной безопасности Петрошань была ориентирована на основе требований новых стандартов электрооборудования для взрывных атмосфер. Параллельно осуществили и сответствующие установки проверения взрывобезопасных капсуль-детонаторов, установки для проверения и испытания сетей с внутренним предохранителем, установки для проверения нормальных уровней безопасности, установки для проверения тресений, установки для испытания на трениях и ударах.

Ключевые слова: электробезопасность, горная промышленность, взрывная атмосфера, установки.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 9, 1987

C.Z. 65.011.56(001.5) : 622.41/46 : 622.82

Бэлтэрецу Флорика, Матей, И. *Структура исследования Центра исследований, технологического инженерства и проектирования для горной безопасности Петрошань в целях автоматизации проветривания шахт, повышения эффективности дегазации и сокращения риска воспламенения полезных ископаемых*

Работы исследования и технологического инженерства разделяются на: работы фундаментальной ориентировки, с результатами, используемые на этапах во всех шахтах, независимо от их специфики, от характеристического режима эмиссии газов или используемых технологий работы, а также на работы применяемым характером для данных угольных бассейнов, групп шахт или зон бассейнов.

Ключевые слова: исследования, автоматизация, проветривание, угольные бассейны, шахты, зоны.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 9, 1987

C.Z. 622.752 : 622.755

Хациеган, Д. Т. *Соображения о работе гидроциклона как классификатор пульпы*

Детально автор объясняет работу гидроциклона как классификатор пульпы на основе модели впервые реализованной Т. Неессе, делает уточнения и добавления касательно расчёта коэффициента турбулентной дифузии и вставит понятие коэффициента к турбулентной дифузии.

Ключевые слова: соображения, гидроциклон, классификатор, пульпа, модель, расчёт.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 9, 1987

C.Z. 622.12/14 : 622.353

Пыркэлэбеску, И. Д., Нистор, И. *Рентгеноструктурные и химикоспектральные исследования отбранных карот из глубины зон Кэчулата—Ковия*

Используя дифракцию излучений X через кристаллы и эмссионнохимико-спектральный анализ изучали каротты, отбранные из глубины в зоне серии Лотру. Петрологические соображения выявляют принадлежность этих карот к комплексным пегматитам, а

соображения ядерной физики, группами радиоактивных элементов мать дочь, обеспечивают интегрирование карот в арекеаной геохронологии.

Ключевые слова: исследования, химико-структурный анализ, каротты, комплексные пегматиты.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 3, nr. 9, 1987

C.Z. 622.245.54

Маня Флоаря, Пыркэлэбеску, И. Д., Нистор, И. *Аналитическое изучение йонообмена глинистых минералов в присутствии вод месторождения и иньекционных вод*

Изучается процесс йонообмена элементов глинистых минералов с натуральными флюидами, сильно минерализованными, для выяснения некоторых видов, связанных с второстепенной эксплуатацией углеводородных месторождений.

Ключевые слова: изучение, йонообмен, глинистые минералы, воды, минерализованные флюиды, выяснение.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 9, 1987

SOMMAIRE

Des réalisations du Centre de recherches, génie technologique et projéction pour la sécurité minière Petroşani (CRGTPSM)

C.Z. 622.235 : 622.8

Tat, S., Zaporojan, M., Fissgus, K., Heljiu, N., Ciocoiu, C., *Le perfectionnement des technologies d'execution des tirs de grande productivité dans le souterrain et dans les carrières dans des conditions de sécurité*

Ayant en vue les conditions géo-minières de plus en plus difficiles d'exploitation des matières minérales utiles, on met en évidence les préoccupations des travailleurs du Centre de recherches, génie, technologique et projéction pour la sécurité minière de Petroşani, en collaboration avec les producteurs de matériaux explosifs en vue de la réalisation des explosifs antigrisouteux avec un degré de sécurité elevé, l'initiation d'un programme d'assimilation des détonateurs, le perfectionnement des technologies de tir dans le souterrain, de même que la protéction des objectifs situés dans le zones voisines.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 9, 1987

C Z. 622.807 : 622.86 : 628.5

Bitir, P., Ghiţă, C. *Réalisations et perspectives dans les domaines du combat par de moyens techniques de la poussière et du bruit, de la psychologie, du sauvetage minier et de l'amélioration des normes de sécurité du travail*

On présente les plus importantes réalisations de CRGTPSM Petroşani dans les problèmes suivants : le combat par-des moyens techniques de la silicose et des autres pneumoconioses, l'examination de l'état psychologique du personnel ; la finalisation des instructions de selection, instruction et intervention dans des conditions de temperature et humidité elevées ; la réalisation pratique des sollutions techniques pour la réduction de la pollution sonore la realisation d'une banque de données pour la publication de nouvelles éditions de normes départamentales et d'instructions techniques annexes.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 9, 1987

C.Z. 628.5 : 622.86

Micheş, Gh., Oprea, N., Vânătoru, I., Lascu, V *Préoccupations concernant l'électro-sécurité dans l'industrie minière*

A la suite des demandes d'augmentation du niveau de sécurité de l'équipement électrique, l'activité du CRGTPSM Petroşani a été dirigée selon les préscriptions des standards nouveaux concernant l'equipment électrique pour des atmosphères sujets aux explosion. En parallèle, on a réalisé des installations adéquates d'essai, de façon qu'à présent le centre dispose d'installations d'essai des capsulages antidéflagrants, des installations pour la vérification et l'essai des circuits à sûreté intrinsèque, des installations pour la vérification des degrés normals de protéction, des installations pour l'examination des ébranlements, des installations pour l'essai à friction et impacte.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 9, 1987

C.Z. 65.011.56(001.5) : 622.41/46 ; 622.82

Bălţăreţu Florica, Matei, I. *La structure des recherches de CRGTPSM Petroşani dans le but de l'automatisation de l'aérage des mines, l'augmentation de l'efficience du dégazage et la réduction du risque d'autoinflamation des matières minérales utiles*

Les travaux de recherche et génie technologique du centre sont structurés dans deux catégories : d'orientation fondamentale, avec des résultats qui peuvent être valorifiés par étapes dans toutes les mines sans tenir compte de leur nature, du régime caractéristique des émissions de gaz ou des technologies de travail pratiquées ; avec un caractère applicatif direct pour certains bassins miniers, des groupes de mines ou même des zones de celles-ci.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 9, 1987

C.Z. 622.752 : 622.755

Haţiegan, D. T. *Considérations concernant le fonctionnement du hydrocyclone comme un classeur à pulpe*

L'auteur explique en détail le fonctionnement du hydrocyclone comme un classeur à pulpe, en base du modèle élaboré pour la première fois par Th. Neesse, apporte des précisions et des complètements concernant le calcul du coefficient de diffusion turbulente.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 9, 1987

C.Z. 622.12/14 : 622.353

Pârcălăbescu, I. D., Nistor, I. *Recherches roentgeno-structurales et chimique-spectrales sur certaines carottes extraites en profondeur dans la zone Căciulata—Cozia*

Utilisant la diffraction des rayons X parmis les cristaux et l'analyse chimique-spectrale d'emission, on analyse les carottes extraites en profondeur dans la zone de la série de Lotru. Les considérations pétrologiques metten en évidence l'appartenence de ces carottes au groupe des pegmatites complèxes, tandis que celles de physique nucléaire, par les groupes d'élements radioactifs mère-fille permettent l'intégration de ces carottes dans la géochronologie archéenne.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 9, 1987

C.Z. 622.245.54

Manea Floarea, Pârcălăbescu, I. D., Nistor, I. *L'étude analytique de l'échange ionique dans les minéraux argileux dans la présence des eaux de gisement et des eaux d'injection*

On analyse le processus de l'échange ionique des éléments des minéraux argileux avec des fluides naturels, minéralisées, un vue de la clarification de certains aspects liés à l'exploitation secondaire des gisements de hydrocarbures.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 9, 1987

INHALT

Ergebnisse und Aufgaben der Forschungs-, Verfahrenstechnik- und Projektierungsstelle für Bergbausicherheit Petroşani

C.Z. 622.235 : 622.8

Tat, S., Zaporojan, M., Fissgus, K., Heljiu, N., Ciocoiu, C. *Verbesserung der hoch-produktiven Sprengtechnologien, untertage und in Tagebauen, in Sichercheitsbedingungen*

Auf Grund der immer schwierigeren geologischen und bergmännischen Bedingungen für die Gewinnung der nützlichen Mineralstoffe werden die Tätigkeiten der Mitarbeiter der obergenannten Forsschungstelle in Petroşani, in Zusammenarbeit mit den Herstellern von Sprengmitteln, zwecks der Entwicklung von schlagwettergeschützten, Hochsicherheitssprengttoffen, der Verwirklichung eines Programmes für die Hersteloung von Zündern, der Verbesserung der Sprengtechnologien untertage und in Tagebauen, sowie des Schutzes der in der Umgebung der Sprengarbeiten sich befindenden Objektive, ausgezeichnet.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 9, 1987

C.Z. 622.807 : 622.86 : 628.5

Bitir, P., Ghiţă, C. *Ergebnisse und Aussichten auf dem Gebiet der technischen Staub- und Geräuschbekämpfung, der Psychologie, der Rettung und der Verbesserung der Arbeitsschutzvorschriften*

Vorgestellt werden die Arbeitsergebnisse der obengenannten Forschungsstelle auf den folgenden Gebieten : die technische Bekämpfung der Silikosis und anderen Pneumokoniosen, die psychologische Prüfung der Belegschaft, die Erarbeitung von Vorschriften für die Auswahl, Anweisung und Eingriff in hohen Temperatur- und Feuchtigkeitsbedingungen ; der praktische Einsatz der technischen Lösungen für die Reduzierung der Geräusche ; die Erfassung einer Datenbank für die Herausgabe von den neuen Abteilungsvorschriften und den zugehörigen technischen Anweisungen.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 9, 1987

C.Z. 628.5 : 622.86

Micheş, Gh., Oprea, N., Vânătoru, I., Laşcu, V. *Arbeiten auf dem Gebiet der Elektrosicherheit in der Bergbauindustrie*

Auf Grund der Forderungen betreffend die Erhöhung des Sicherheitsgrades der elektrischen Ausrüstung, wurde die Tätigkeit der obengennanten Forschungsstelle nach den neuesten Vorschriften betreffend die elektrische Ausrüstung für potentiell explosiven Atmosphären gerichtet. Gleichzeitig wurden entsprechenden Versuchsanlagen entwickelt, sodass zur Zeit die Forschungsstelle über Versuchsanlagen für explosionsgeschützten Kapselungen, für die Prüfung der eingensicheren Kreisläufe, für die Prüfung der normalen Schutzgrade und für die Prüfung der Stoss-, Reibung- und Schlagbeständigkeit verfügt.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 9, 1987

C.Z. 65.011.56 (001.5) : 622.41/46 : 622.82

Bălţăreţu Florica, Matei, I. *Die Struktur der Forschungstätigkeit der Forschungs-, Verfahrenstechnik, und Projekterungsstelle Petroşani zwecks der Automatisierung der Bewetterung, der Erhöhung der Entgasungseffizienz und der Reduzierung des Selbstenzündungsgefahres der Mineralstoffe*

Die Forschungs- und verfahrenstechnische Arbeiten der obengenannten Forschungsstelle werden in zwei Kategorien unterteilt: die eine, als grundsätzliche Richtung, welcher Ergebnisse stufenmässig in allen Gruben, von ihrer Art, von der charakteristischen Gasenemissionen oder von den praktizierten Arbeitstechnologie unabhängig; die andere, als applikative Richtung, welcher Ergebnisse unmittelbar für Bergbaureviere, Gruppen von Gruben oder eben Bereiche dieser bestimmt werden.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 9, 1987

C.Z. 622.752 : 622.755

Haţiegan, D. T. *Betrachtungen über die Funktionierung der Hydrozyklone als Trübenklassieranlagen*

Der Verfasser klärt ausführlich die Funktionierung der Hydrozyklone als Trübenklassieranlage, auf Grund des von Th. Neesse für das erste mal entwickelten Models, gibt genaueren Ergänzungen über die Berechnung des Koeffizientes der wirbeligen Diffusion und führt den Begriff von bezogenen Koeffizient der wirbeligen Diffusion, ein.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 9, 1987

C.Z. 622.12/14 : 622.353

Pârcălăbescu, I D., Nistor, I. *Roentgeno-strukturelle und chemisch-spektrale Untersuchungen einiger tief gewonnenen Bohrkerne aus dem Bereich Căciulata—Cozia*

Unter Anwendung der Kristalldiffraktion der X-Strahlen und der chemisch-spektralen Emissionsanalyse werden tief gewonnenen Bohrkerne aus dem Bereich der Lotru Serie untersucht. Die petrologischen Betrachtungen weisen die Gehörigkeit dieser Bohrkerne zu der Gruppe der Komplexpegmatite auf, und die kernphysischen Betrachtungen durch die Gruppen von Mutter-Tochter radioaktiven Elementen erlauben die Integrierung dieser Bohrkerne in der archaischen Geochronologie.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 9, 1987

C.Z. 622.245.54

Manea Floarea, Pârcălăbescu, I. D., Nistor, I. *Analytische Untersuchung der Ionenwechsel aus den tonigen Mineralien in der Gegenwart von Lagerstätten- und Injektionswässern*

Überprüft wird das Prozess der Ionenwechsel der Elemente der tonigen Mineralien mit natürlichen, reich mineralisierten Flüssigkeiten, zwecks der Klärung einiger Aspekte betreffend die Rückgewinnung der Kohlenwasserstofflagerstätten.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 9, 1987

Revista MINE, PETROL şi GAZE este editată de Oficiul de informare documentară pentru industria minieră.
Bucureşti, Calea Victoriei 220, sector I, cod. 71104, C.P. 22—146, telefon 59.29.75
Tiparul: Întreprinderea poligrafică „Informaţia", str. Brezoianu nr. 23—25, Bucureşti, c. 1479
Preţul: 13 lei/exemplar
Grafica: A. Socaciu

Din realizările și preocupările Centrului de cercetări inginerie tehnologică și proiectări pentru securitate minieră Petroșani

Perfecționarea tehnologiilor de efectuare a împușcărilor de mare productivitate în subteran și în cariere în condiții de securitate

Ing. S. Tat, ing. M. Zaporojan, ing. N. Heljiu, ing. K. Fissgus, ing. C. Ciocoiu
Centrul de cercetări, inginerie tehnologică și proiectări
pentru securitate minieră Petroșani

Pentru asigurarea bazei de materii prime se impune, printre altele, și valorificarea unor zăcăminte de substanțe minerale utile situate în condiții geo-miniere mai dificile. În acest sens, este necesară perfecționarea tehnologiilor de tăiere, în rîndul cărora derocarea, prin perforare-împușcare, ocupă o pondere mare, atît la extragerea în cariere, cît și în subteran.

Cercetările întreprinse de Centrul de cercetări, inginerie tehnologică și proiectări pentru securitate minieră din Petroșani în acest domeniu au condus la elaborarea unor tehnologii eficiente și sigure. În paralel, s-a menținut permanent legătura cu fabricanții de materiale explozive și mijloace de inițiere, reușindu-se astfel să fie puse la dispoziția industriei extractive materialele care să corespundă cerințelor impuse de noile tehnologii.

Analizîndu-se posibilitățile de utilizare a materialelor explozive existente, s-a desprins concluzia că pentru carierele și minele de minereuri, explozivul AM-1 (Nitramon) satisface, în totalitate, cerințele impuse de tehnologiile actuale.

Există totuși și cariere unde, datorită tăriei mari a rocilor sau condițiilor hidrogeologice dificile, utilizarea acestui tip de exploziv ridică unele probleme, atît din punct de vedere economic, cît și al securității.

Folosirea în aceste condiții a dinamitei în locul explozivului AM-1 nu este o rezolvare fericită. Din punct de vedere economic, folosirea explozivilor încartușați conduce la utilizarea nerațională a unei cantități mari de energie explozivă, iar din punctul de vedere al securității folosirea dinamitei la împușcările masive, de ordinul miilor de kilograme, reduce starea de securitate, începînd de la manipulare pînă la încărcarea acesteia în găurile de sondă sau chiar în galeriile de minare.

În cazul zăcămintelor de minereuri complexe, domeniul de utilizare a explozivului AM-1 este limitat de pericolele care pot fi generate în cazul minereurilor cu tendință de oxidare.

În vederea acoperirii necesităților carierelor, Combinatul chimic Făgăraș a elaborat o gamă de explozivi rezistenți la apă, prin a căror utilizare se realizează un indice de încărcare unitar și care pot fi folosiți, cu succes, în rocile de tărie mare. Explozivii ROVEX-650, ROVEX-700 și ROVEX EXTRA au început să fie fabricați industrial din trimestrul al II-lea 1987.

Pentru spargerea supragabaritilor s-au realizat încărcăturile cumulative tip Detoroc.

O dată cu adîncirea minelor de cărbune din Valea Jiului, cresc și emanațiile de gaze explozive. Ca urmare s-a simțit nevoia realizării unui exploziv antigrizutos cu siguranță mai mare decît a celor utilizați în prezent, exploziv care să poată fi utilizat,cu succes, și în condițiile adoptării unor tehnologii de împușcare cu găuri de lungime mare. Cercetările întreprinse în comun de către C. Ch. Făgăraș și C.C.I.T.P.S.M. Petroșani au condus la elaborarea și omologarea, în trim. al II-lea al anului 1985, a explozivului AGP (antigrizutos pulverulent) care are capacitatea de lucru mai mare cu circa 26% față de cea a explozivului AGC și încărcătura maximă admisă pe gaura de mină cu circa 60% mai mare (800 g la AGP față de 500 g la AGC).

Ca urmare a cercetărilor întreprinse în comun de către C. Ch. Făgăraș și C.C.I.T.P.S.M. Petroșani s-au realizat explozivi de înaltă siguranță, constituiți pe principiul detonației selective (DS și DSH_2), care permit efectuarea lucrărilor de împușcare cu încărcătură nelimitată și în condiții deosebite de pericol.

Pentru condițiile minelor de sulf nativ a fost elaborat explozivul SS. Cerințele actuale privind extragerea sulfului în subteran presupun însă adoptarea unor metode de exploatare sigure și de mare eficiență, în care caz utilizarea explozivului SS nu este pe deplin satisfăcătoare. Atenția este îndreptată spre elaborarea unor tehnologii de împușcare care să corespundă cerințelor unor metode de exploatare perfecționate și de mare randament în minele de sulf.

În ultimii ani, în domeniul mijloacelor de inițiere au fost înregistrate realizări notabile. Prin realizarea de către C. Ch. Făgăraș a fitilului detonant, în diferite variante (Deton-

til P—12; P—20 și H—22) și utilizarea generalizată pentru inițierea încărcăturilor explozive din găurile de sondă și galeriile de minare, a fost exclusă practic inițierea intempestivă a explozivilor. În subteran, prin folosirea fitilului detonant pentru inițierea și transmiterea exploziei în cazul încărcăturilor explozive lungi, se elimină posibilitatea roducerii rateurilor și deflagrărilor. De asemenea, există posibilitatea realizării încărcăturilor discontinue și a folosirii acestora în condiții de siguranță.

Aplicarea în minele de cărbuni grizutoase a unor tehnologii de mare productivitate, în condiții de siguranță, reclamă utilizarea fitilului detonant de tip antigrizutos, analizîndu-se în acest sens posibilitățile de realizare.

În cariere, un grad de securitate sporit poate fi asigurat renunțîndu-se la folosirea dinamitei sau astralitei pentru inițierea încărcăturilor explozive AM-1 din găurile de sondă. Pentru inițierea acestui tip de exploziv s-au elaborat și omologat încărcăturile explozive tip bustere TP și TH (fabricate de C. Ch. Făgăraș) sau încărcăturile IFD-1 și IFD-2, care pot fi confecționate din fitil detonant la locul de utilizare.

Avîndu-se în vedere necesarul mare de capse milisecundă, atît pentru subteran, cît și pentru cariere, împreună cu Întreprinderea minieră Sadu s-a inițiat un program de asimilare a capselor detonante electrice milisecundă. Ca urmare a cercetărilor întreprinse, în prima jumătate a anului 1985 s-au omologat capsele milisecundă CMN—30 cu intensitate mică de funcționare pentru medii neinflamabile și s-a realizat modelul experimental pentru capsele cu intensitate medie de funcționare pentru medii neinflamabile și a celor antigrizutoase cu intensitate mică de funcționare. Sînt în curs de desfășurare cercetări pentru realizarea capselor cu intensitate mare de funcționare.

Capsele milisecundă antigrizutoase în fază de model experimental au fost testate în poligonul C.C.I.T.P.S.M. Petroșani, obținîndu-se rezultate corespunzătoare.

Această gamă largă de capse electrice detonante implică și diversificarea mijloacelor de aprindere, care urmează a fi realizate de I.M. Sadu.

Și în domeniul tehnologiilor de împușcare au fost înregistrate realizări deosebite.

În domeniul carierelor trebuie menționat că, practic, s-au generalizat procedeele de împușcare cu găuri de sondă și galerii de minare cu încărcături alungite. Aceasta a condus la crearea unei stări de securitate la un nivel ridicat, putîndu-se asigura volumele de masă minieră excavată în condiții de siguranță.

Creșterea eficienței economice a fost posibilă prin adoptarea unor parametri de lucru care permit efectuarea, cu rezultate corespunzătoare, a unor împușcări masive.

Împușcările în cariere, în special cele cu galerii de minare, ridică probleme generate de prezența mare a blocurilor supragabarit în materialul derocat. Una din căile de creștere a eficienței economice o constituie asigurarea unei granulații reduse a materialului derocat, eliminîndu-se astfel consumul mare de energie electrică necesar pentru sfărmare, precum întreruperile cauzate de împușcările secundare. Aceasta a fost posibilă numai prin adoptarea unei scheme eficiente de amplasare a timpilor de întîrziere și, în special, prin utilizarea unui interval de întîrziere milisecundă.

Una din problemele care au stat în atenția noastră a fost și aceea a protecției obiectivelor din zona carierei față de bucățile de rocă aruncate în timpul împușcării, de unda de șoc aeriană și, în mod deosebit, față de acțiunea seismică a exploziilor. Dacă primele două aspecte pot fi stăpînite prin aplicarea corespunzătoare a tehnologiei elaborate, problema protecției seismice poate fi rezolvată numai prin măsurători directe ale parametrilor undelor seismice și reglarea împușcărilor, astfel încît să se obțină parametrii doriți. În acest scop, C.C.I.T.P.S.M. Petroșani s-a dotat corespunzător, putîndu-se obține la un număr relativ de împușcări, un volum mare de informații care, prelucrate, pot conduce la elaborarea cît mai exactă a tehnologiei de împușcare. În această direcție se pot menționa cercetările întreprinse pentru carierele din cadrul I. M. Dobrogea, cariera de șisturi bituminoase Anina, cariera de minereu cuprifer Roșia Poieni, carierele Valea Morii, Certej, Voșlobeni, microcarierele din Valea Jiului, precum și unele cariere din cadrul Centralei industriale a cimentului.

Este de remarcat că în contextul asigurării stabilității taluzurilor, se studiază posibilitatea efectuării împușcăturilor masive, astfel încît să se poată realiza volumul de rocă necesar a fi detașat. De asemenea, pentru cariera Somova s-au stabilit măsurile necesare pentru desfășurarea, în condiții de securitate, a activității concomitente în subteran și la suprafață.

În minele de cărbuni, utilizarea explozivului AGP, exploziv avînd parametrii balistici și de siguranță superiori explozivului AGC, permite aplicarea unor metode de exploatare de mare productivitate, care reclamă utilizarea unor încărcături de explozivi de lungime mai mare.

Prin realizarea explozivului de înaltă siguranță de tip DS, s-au creat premisele pentru valorificarea zăcămintelor de cărbuni de grosime mică, aplicînd tehnologia de extragere de înaltă productivitate prin lucrări de împușcare cu încărcături alungite, sub protecție de apă. În prezent la Întreprinderea minieră Petrila este în curs de pregătire un panou, în vederea experimentării tehnologiei de împușcare respective, în stratele 8 și 9.

Avînd în vedere siguranța înaltă a explozivului DS, C.C.I.T.P.S.M. Petroșani a elaborat, în baza unor cercetări experimentale, tehnologia de desfundare a silozurilor și rostogolurilor din minele de cărbuni grizutoase prin lucrări de împușcare cu încărcături aplicate, respectiv introduse în găuri de mină.

De asemenea, acest exploziv este folosit în cadrul tehnologiei de împușcare în roci colectoare sau cu scurgeri de țiței la valorificarea, prin metode miniere, a unor zăcăminte de petrol din țară.

Creșterea productivității muncii la lucrările de împușcare și asigurarea unui grad de securitate sporit, prin eliminarea numărului mare de persoane la operațiile de încărcare, în special la împușcările de la suprafață, este posibilă numai prin mecanizarea lucrărilor de preparare și încărcare a explozivilor.

Ca urmare, cercetările C.C.I.T.P.S.M. Petroșani au fost orientate, în ultimii ani, și în direcția mecanizării lucrărilor de împușcare. Astfel, pentru tehnologiile de mare productivitate aplicate în extragerea substanțelor minerale utile s-au realizat și testat sau sînt în curs de realizare o serie de dispozitive (instalații) după cum urmează :

— în colaborare cu I.C.I.T.P.M.N. Baia Mare s-au realizat, testat și omologat două dispozitive DIEP—25 și AIEP—M1—100, de tip rezervor sub presiune, pentru încărcarea găurilor ascendente cu amestecuri explozive granulare. Primul este utilizabil în condițiile aplicării metodei de exploatare cu subetaje mici (pînă la 15 m), iar al doilea în condițiile metodei de exploatare cu subetaje mari (peste 15 m);

— în colaborare cu I.P.I.C.C.P. „Harghita" a fost proiectată și realizată, în fază de model experimental, o instalație pentru prepararea și încărcarea mecanizată a amestecului exploziv AM—1, denumită MC—10. Instalația a fost concepută în variantă autopropulsată și este destinată carierelor de mare capacitate, unde se aplică împușcarea cu găuri de sondă. Instalația MC—10 urmează să fie experimentată în cariere înainte de finele anului 1987.

În etapa actuală de modernizare și dezvoltare a capacităților de producție, precum și de urbanizare a localităților, tehnica împușcării la locurile de demolare ocupă o pondere din ce în ce mai mare.

Datorită consumului redus de timp și forță de muncă, precum și cheltuielilor reduse, demolarea prin lucrări de împușcare a devenit cea mai competitivă, asigurînd în același timp și un grad ridicat de securitate, îndeosebi la demolarea construcțiilor înalte.

Avînd în vedere desimea construcțiilor, menținerea în funcțiune a procesului de producție, menținerea deschisă a circulației imediat după împușcare și protejarea seismică a obiectivelor învecinate, demolarea prin lucrări de împușcare este deosebit de complexă. Din acest considerent, pentru efectuarea fiecărei împușcări, se impune întocmirea unui proiect tehnic de împușcare care, pe lîngă soluția propusă, va cuprinde și măsurile de siguranță și cele de protejare a mediului înconjurător.

Pentru viitor, în atenția C.C.I.T.P.S.M. Petroșani stau problemele legate de optimizarea parametrilor de împușcare, astfel încît, pe lîngă gradul de securitate, să crească și eficiența economică a lucrărilor de acest gen.

Realizări și perspective în domeniile combaterii tehnice a prafului și zgomotului, al psihologiei, salvării miniere și al îmbunătățirii normelor de protecție a muncii

Ing. **P. Bitir**, ing. **C. Ghiță**

Laboratorul de cercetare și inginerie tehnologică pentru pneumoconioze-psihologie-salvare este unul din cele patru laboratoare ale C.C.I.T.P.S.M. Petroșani, avînd o arie de activitate foarte diversificată, și anume :

— Combaterea tehnică a silicozei și a altor pneumoconioze; perfecționarea aparaturii de măsurare a prafului.

— Cercetări psihologice; testări psihologice pentru profesiile (meseriile) pentru care există obligativitate prin NPM—IM ediția 1981.

— Cercetări pe linie de salvare minieră; instruirea-reinstruirea personalului de salvare; verificarea-repararea aparaturii de salvare.

— Prevenirea și combaterea tehnică a zgomotului și vibrațiilor.

— Elaborarea de norme și instrucțiuni de protecția muncii și tehnica securității.

— Elaborarea de materiale de propagandă de protecția muncii (afișe, broșuri).

— Prevenirea și combaterea poluării mediului de către activitatea minieră.

În continuare sînt relevate sintetic realizările mai importante în domeniile enumerate, precum și unele preocupări.

1. Cîteva referiri privind combaterea tehnică a silicozei și a altor pneumoconioze, perfectarea aparaturii de măsurare a prafului.

Așa cum este cunoscut, la suprafața minelor sînt numeroase surse de poluare în jurul căilor principale de intrare a aerului proaspăt (uzine

de preparare, puncte de haldare, activitatea din rampele puțurilor, transportul cu skip etc.).

Fără combaterea prafului în curenții de intrare a aerului în mine, începînd încă de la suprafață, nu este posibilă reducerea nivelului de prăfuire în fronturile de lucru sub concentrațiile maxime admise prevăzute de norme.

S-a realizat și experimentat, în condiții de mină, pe lîngă sistemul de desprăfuire cunoscut prin perdele de ceață, aer-apă, un sistem de filtrare uscată a aerului ce intră în mină, bazat pe utilizarea de materiale filtrante sintetice produse în țară, cu eficiență superioară față de mijloacele umede de combatere utilizate pînă în prezent.

S-au realizat pulverizatoare pentru crearea ceții în subteran, cu reglarea automată a consumului de apă și aer comprimat, în condițiile variației presiunii acestora.

Alte două dispozitive automate, unul destinat pentru normalizarea perforajului umed și altul pentru mașinile de încărcat pneumatic, au trecut faza de experimentări industriale, fiind preluate în asimilare de uzinele constructoare de mașini.

În domeniul măsurării prafului, s-a asigurat dotarea cu aparatură de măsură concepție C.C.I.T.P.S.M. Petroșani, în toate unitățile miniere din țară. Întreprinderile miniere Mehedinți, Sălaj, Ruschița, Leșul Ursului au deja în dotare aparate de măsurat praful, cu sursă automată de alimentare cu energie electrică, competitive cu realizările cunoscute pe plan mondial.

2. Referitor la cercetările psiho-sociologice și testările psihologice ale personalului, este cunoscut că în rețeaua Ministerului Minelor, Petrolului și Geologiei funcționează cabinete de psihologie la: C.C.I.T.P.S.M. Petroșani, Institutul de cercetări, inginerie tehnologică și proiectări pentru minereuri neferoase Baia Mare, Institutul de cercetări și proiectări pentru substanțe nemetalifere Cluj-Napoca, mina Deva, Combinatul minier Motru, Întreprinderea minieră Leșul Ursului, Întreprinderea minieră Hunedoara, Întreprinderea minieră Moldova Nouă, Întreprinderea minieră Bălan, Întreprinderea minieră Barza, Exploatarea minieră Săsar.

C.C.I.T.P.S.M. Petroșani a fost desemnat de Ministerul Minelor, Petrolului și Geologiei ca for metodologic și coordonator al acestei activități, pentru a se lucra cu o metodologie unitară. C.C.I.T.P.S.M. a instruit psihologii de la toate cabinetele și a contribuit la dotarea cu aparatură a acestora, prin livrarea de diverse aparate.

În legătură cu testarea aptitudinilor psihologice ale artificierilor, mecanicilor de mașini de extracție, semnaliștilor și salvatorilor, profesii pentru care NPM—IM ed. 1981 impun obligativitatea examinărilor, C.C.I.T.P.S.M. are arondat un mare număr de unități miniere din țară care examinează personalul din meseriile menționate.

3. În domeniul salvării miniere, s-au finalizat instrucțiunile de selecție, instruire (formare) și intervenție în condiții de temperatură și umiditate ridicate, care vor fi cuprinse în instrucțiunile tehnice anexă la NPM—IM în curs de revizuire.

La C.C.I.T.P.S.M. se instruiesc și reinstruiesc anual 1000—1100 persoane din activitatea de salvare, cu prioritate din unitățile Ministerului Minelor, Petrolului și Geologiei, dar și din alte ramuri industriale. Pentru Combinatul minier Valea Jiului, în cursul acestui an, în scopul întăririi capacității de intervenție, pe linie de salvare, a minelor din bazinul Valea Jiului, care ridică probleme deosebite în domeniul securității muncii, au fost instruiți suplimentar circa 200 salvatori minieri.

Ne preocupă, în prezent, realizarea unui costum termoizolant pentru intervenții la temperaturi mai mari de 40°C, în cadrul unui contract cu Combinatul minier Gura Humorului.

4. Referindu-ne la zgomot și vibrații, arătăm că acesta este un domeniu atacat relativ de scurt timp de către C.C.I.T.P.S.M. Petroșani și preocupările au fost axate, în primul rînd, pe realizarea practică de soluții tehnice pentru reducerea poluării sonore. S-au realizat: cabine fonoizolante pentru mecanicii de la mașinile de extracție; atenuatoare de zgomot pentru instalațiile de desprăfuire, atenuatoare de zgomot pentru ventilatoarele de aeraj parțial, care sînt proiectate în prezent de CEPROM Satu Mare, în scopul livrării împreună cu ventilatoarele de aeraj parțial; cabine fonoizolante și fonoabsorbante pentru mecanicii de la compresoare; atenuatoare de zgomot pentru aspirația compresoarelor și a turbosuflantelor ș.a.

5. Referitor la elaborarea de norme și instrucțiuni și materiale de propagandă de protecția muncii, preocuparea de bază și cu caracter permanent o constituie întocmirea unei bănci de date pentru editarea noilor ediții de norme departamentale și instrucțiuni tehnice anexe, studiind normele practicate în alte țări (U.R.S.S., R.P.P., R.P.U. ș.a.), cauzele avariilor miniere din țară și străinătate, literatura tehnică de specialitate, folosind, în același timp, rezultatele cercetărilor proprii ale C.C.I.T.P.S.M. Petroșani.

Acțiunea de elaborare a Normelor de protecția muncii și instrucțiunilor tehnice anexă se face în strînsă colaborare cu specialiștii din cadrul Ministerului Minelor, Petrolului și Geologiei, Ministerului Muncii, din centrale, combinate și întreprinderi miniere.

În anul 1986, s-a finalizat, la cererea Combinatului minier Valea Jiului o lucrare, cuprinsă în volumul de comunicări al C.C.I.T.P.S.M. Petroșani, referitoare la selectarea și comple-

tarea fișei postului pentru funcțiile combinatului și întreprinderilor subordonate, cu atribuțiile și responsabilitățile ce le revin din NPM – IM și instrucțiunile tehnice.

Anual se realizează noi titluri de afișe și broșuri de protecția muncii, se reeditează afișe și broșuri mai reușite și mai solicitate pentru industria extractivă minieră și petrolieră, precum și pentru geologie.

6. În ceea ce privește activitatea de prevenire și combatere a poluării mediului cu praf de către uzinele de preparare, se arată că în anul 1986 s-a finalizat un îndrumător pentru proiectarea instalațiilor de desprăfuire din uzinele de preparare a substanțelor minerale utile, în scopul creșterii eficienței de combatere a prafului.

*

Preocupările de viitor ale laboratorului vizează, prin cercetări fundamentale și aplicative, rezolvarea următoarelor:

— realizarea de noi mijloace și procedee automate de reducere a pulberilor pneumoconiotice, în contextul mecanizării proceselor tehnologice de extracție a substanțelor minerale utile;

— dimensionarea debitelor necesare aerisirii minelor după factorul praf;

— conceperea, proiectarea și realizarea de traductoare de concentrații și de umiditate, care să permită automatizarea dispozitivelor de combatere umedă, funcție atît de concentrația de praf din sursele de formare, cît și de umiditatea rocilor;

— realizarea de soluții tehnice pentru combaterea prafului în abatajele echipate cu complexe mecanizate pășitoare;

— elaborarea unui complex de soluții tehnice pentru combaterea prafului la combinele de abataj;

— realizarea de desprăfuitoare uscate destinate combaterii prafului la săparea cu combine a lucrărilor miniere din minele de lignit;

— studii de optimizare a instalațiilor de desprăfuire și perfecționarea metodologiilor de proiectare a acestor instalații;

— perfecționarea, în continuare, a aparaturii de măsurare a prafului inspirabil;

— dezvoltarea de noi mijloace și procedee tehnice pentru reducerea zgomotului și vibrațiilor în mine, cariere și uzine de preparare;

— studiul solicitărilor psihice, în contextul mecanizării și automatizării procesului de producție, formarea unui spirit colectiv de securitate a personalului din subteran;

— perfecționarea tehnicilor de selecție și atestare psihologică, pe funcții, a personalului cu responsabilitate colectivă pe linia tehnicii securității și protecției muncii;

— perfecționarea metodelor și mijloacelor de educație pe linia tehnicii securității, în scopul diminuării participării factorului uman în producerea accidentelor și avariilor;

— dezvoltarea de tehnici de selecție pentru personalul de deservire a utilajelor tehnologice complexe și de mare productivitate, din marile cariere;

— studii privind perfecționarea selecției salvatorilor, a instruirii (formării) acestora și a echipamentului de intervenție;

— conceperea și realizarea de scule, mecanisme și utilaje specifice acțiunilor de salvare;

— perfecționarea acțiunilor de salvare minieră ce trebuie întreprinse privind atît cercetarea, cît și lichidarea avariilor miniere complexe;

— elaborarea de normative privind organizarea activității de salvare și de intervenție, în condițiile existenței stației centrale de salvare din cadrul Combinatului minier Valea Jiului.

Preocupări privind electrosecuritatea în industria minieră

Dr. ing. **Gh. Micheș**, ing. **N. Oprea**, ing. **I. Vânătoru**, ing. **V. Lașcu**

Mecanizarea complexă a proceselor de tăiere și extracție din minele de cărbuni constituie preocuparea principală din domeniul tehnicii miniere, în scopul dezvoltării în continuare a producției și creșterii productivității muncii. Succesele obținute pînă în prezent îndreptățesc eforturile importante prevăzute în continuare pentru mecanizarea abatajelor cu mașini de putere mare, capabile să asigure obținerea producției planificate.

Pe lîngă rezultatele pozitive ale mecanizării, trebuie semnalate problemele serioase care apar ca o consecință a acesteia și care trebuie studiate și rezolvate în vederea preîntîmpinării agravării stării de electrosecuritate.

O consecință imediată a dezvoltării mecanizării complexe s-a manifestat prin creșterea puterii instalate în rețelele electrice miniere. Această creștere este subordonată tensiunii nominale de alimentare, cu implicații privind:

• puterea de rupere a aparatelor electrice de comutație;

• pierderile de energie și tensiune;

— dimensiunile și durabilitatea cablurilor electrice;

• utilizarea rațională a secțiunii conductoarelor rețelelor electrice.

O altă consecință a mecanizării complexe, legată de creșterea tensiunii nominale a rețelelor electrice, o constituie parametrii de protecție, dictați de valorile tensiunii de atingere și ale curentului de scurgere în caz de defect de izolație.

În această situație, factorii care primează la determinarea condițiilor de electrosecuritate și de siguranță în exploatare pentru rețelele electrice subterane, în afară de tipurile de protecție ale echipamentelor electrice antigrizutoase prevăzute conform prescripțiilor STAS 6877/1—86, sînt determinați de protecția la scurtcircuit și suprasarcină, alegerea materialelor electroizolante din interiorul echipamentelor conform criteriilor stabilite și controlul automat al rezistenței de izolație cu decuplarea automată a energiei electrice în cazul defectelor. Prin perfecționarea continuă la care sînt supuse tipurile de protecție ale echipamentelor electrice pentru atmosfere potențial explozive, au fost obținute succese importante în domeniul prevenirii exploziilor și incendiilor în minele grizutoase. Totuși, oricît de perfecționate sînt tipurile de protecție nu poate fi substituit rolul decisiv al sistemelor de protecție la scurtcircuit, suprasarcină și defecte de izolație.

În programul de cercetare ocupă un loc important și problemele privind rezistența la ardere a materialelor nemetalice, prevenirea pericolului electricității statice și dezvoltarea sistemelor de control și protecție pentru concentrația metanului în atmosferă. Acești factori reprezintă și direcțiile principale în care se orientează activitatea de cercetare în domeniul electrosecurității la dezvoltarea mecanizării minelor.

O semnificație deosebită în domeniul electrosecurității au obținut, în ultimul timp, sistemele de telemăsură la locurile de muncă din subteran, avînd ca obiectiv principal controlul atmosferei grizutoase.

Activitatea de verificare a echipamentului electric pentru atmosferă explozivă a constituit obiectul unei continue perfecționări.

Ca urmare a cerințelor de creștere continuă a nivelului de securitate a echipamentului electric, rezultatele obținute prin cercetări de laborator, a colaborărilor pe plan internațional, precum și a dezvoltării nivelului tehnic al uzinelor constructoare în cursul ultimilor ani, activitatea în acest domeniu a fost orientată după prescripțiile din standardele noi CEI și CENELEC, privind echipamentul electric pentru atmosfere potențial explozive, care sînt cuprinse și în standardul românesc STAS 6877—(1986) și se aplică de către C.C.I.T.P.S.M. la verificarea pentru certificarea tipurilor de protecție.

O dată cu dezvoltarea activității pe această direcție, s-au realizat instalații adecvate de încercare, astfel încît în prezent laboratorul electric de testări de la C.C.I.T.P.S.M. Petroșani dispune de instalații de testare a capsulărilor antideflagrante cu posibilitate de precomprimare inițială a amestecului exploziv de testare, instalații pentru verificarea și testarea circuitelor cu siguranță intrinsecă, instalații pentru verificarea gradelor normale de protecție, instalații pentru testare la zdruncinături, instalații pentru testare la frictiune și impact etc. În acest fel, la C.C.I.T.P.S.M. au fost realizate condițiile necesare pentru a se face toate testele la echipamentul electric pentru atmosferă explozivă, conform cu prescripțiile menționate mai sus, și a se asigura rezolvarea problemelor pentru capsulări din aliaje ușoare și capsulări nemetalice pe bază de tehnologie proprie.

Materialele ce se introduc în subteran trebuie să răspundă unor cerințe legate de menținerea unui grad de securitate ridicat. În acest sens materialele nu trebuie să fie generatoare de incendii, să nu fie propagatoare de foc și să nu se încarce electrostatic.

Pentru a testa materialele dacă ele corespund din aceste puncte de vedere, se aplică, de regulă, principiul simulării în laborator a situațiilor din subteran.

Astfel, benzile din cauciuc sînt verificate la următoarele teste, dezvoltate în practica de laborator la C.C.I.T.P.S.M. și redate în STAS 2077/3—(1976):

— încercarea la frictiune pe tambur;

— încercarea la ardere în galerie;

— măsurarea rezistenței electrice de suprafață.

Ca și benzile, cablurile electrice nu trebuie să fie inițiatoare de incendii, propagare de foc și, în condițiile din subteran, să nu provoace întreruperi în alimentarea utilajelor.

În acest sens pentru cablurile electrice folosite în subteran, pe lîngă încercările electrice, termice etc., se fac și testele specifice miniere și anume:

• strivire dinamică;

• strivire statică;

• încercarea la îndoiri repetate;

• încercarea la propagarea focului.

Fiecare test minier pentru cabluri electrice are un dispozitiv echivalent dezvoltat la C.C.I.T.P.S.M., pe care sînt simulate solicitările frecvente din mină.

Cu aceste dispozitive de testare, au fost rezolvate, în mod practic, problemele de fabri-

care în țară a cablurilor miniere pe bază de tehnologie proprie, care au dat rezultate pozitive la utilizarea în mineritul subteran.

În cazul echipamentului individual de protecție, pe baza experimentelor de la C.C.I.T.P.S.M., a rezultat semnificativ testul privind pericolul de sarcini electrostatice.

Criteriile de apreciere a pericolului de sarcini electrostatice, pentru echipamentele de protecție și de lucru s-au dezvoltat la C.C.I.T.P.S.M. pe baza studierii procesului fizic real și sînt funcție de:

— valoarea rezistenței electrice de suprafață sau volum a materialului (R_s; R_v);

— valoarea energiei minime de aprindere (W_{min}).

În acest sens, pentru materialele textile valoarea maximă a rezistenței electrice de suprafață, de 10^9 ohmi, fixează numai limita de la care, în condițiile de măsurare, materialele acumulează sarcini electrostatice și nu mărimea după care devin periculoase materialele în condițiile de folosire.

Se consideră că la valori ale rezistenței electrice de suprafață mai mari de 10^{12} ohmi, acumulările electrostatice sînt posibile întotdeauna la nivele periculoase. Rezistența de suprafață permisă a fost fixată, de exemplu, pentru încălțămintea de protecție antistatică între limitele $R_s = 5 \cdot 10^4 - 5 \cdot 10^7$ ohmi și pentru alte obiecte valoarea maximă $R_{s\,max} = 10^6$ ohmi.

În paralel cu cercetările privind perfecționarea prescripțiilor și a metodelor de testare, s-a acordat atenția cuvenită modernizării echipamentului pentru atmosferă explozivă.

De asemenea, s-au finalizat o serie de cercetări pentru realizarea în țară de dispozitive, aparate și instalații de tehnica securității, dintre care se remarcă:

— instalații locale grizumetrice cu posibilități de semnalizare și decuplare a energiei electrice;

— aparate pentru verificarea circuitelor cu siguranță intrinsecă;

— aparate și dispozitive specializate de decuplare a energiei electrice prin centrala telegrizumetrică;

— aparate perfecționate de control al rezistenței de izolație;

— aparate de detectare a defectelor la cablurile electrice ecranate;

— manșoane pentru îmbinarea cablurilor miniere armate;

— dispozitive de oprire automată temporizată a transportoarelor cu bandă și cu raclete la mersul în gol;

— sistem de convorbire rapidă între echipele de salvatori minieri;

— sisteme de vulcanizare a benzilor de cauciuc cu inserții textile pentru industria minieră.

Domeniul mașinilor Diesel miniere s-a dezvoltat în mod continuu la C.C.I.T.P.S.M., începînd cu realizarea și testarea dispozitivelor de protecție pentru locomotive Diesel antigrizutoase care satisfac în prezent complet cerințele minelor din țară și continuînd cu mașini de încărcat și transportat, mașini de ridicat și alte instalații tehnologice și auxiliare. În domeniul locomotivelor Diesel, au fost studiate metodele de protecție și sistemele de tratare a gazelor de evacuare, existînd în continuare preocupări pentru dezvoltarea sistemelor antideflagrante de echipamente Diesel pentru mine grizutoase pe baza metodelor disponibile în industrie puse la dispoziție, prin colaborare, de către CEPROM Satu Mare.

Concluzii

Extinderea în continuare a mecanizării și automatizării, creșterea puterii instalate a mașinilor și instalațiilor din subteran determină intensificarea activității în domeniul electrosecurității.

Din orientările prioritare se menționează:

— perfecționarea și dezvoltarea metodelor de protecție, precum și a prescripțiilor tehnice și a instalațiilor de verificare;

— diversificarea colaborării cu producătorii și beneficiarii de echipamente, utilaje și instalații destinate pentru atmosfere potențial explozive, în toate fazele de realizare;

— realizarea de aparatură de control local și centralizat pentru concentrația de metan în mine grizutoase;

— realizarea de sisteme de telesemnalizare, telecontrol și telecomandă;

— realizarea de sisteme automate pentru prevenirea intervenției neautorizate în interiorul echipamentelor electrice pentru atmosferă explozivă.

Structura cercetării C.C.I.T.P.S.M. Petroșani în scopul automatizării aerajului minelor, creșterii eficienței degazării și reducerii riscului de autoaprindere a substanțelor minerale utile

Dr. ing. **Florica Băltăreţu**, dr. ing. **I. Matei**

Dezvoltarea industriei miniere în conformitate cu cerinţele economiei naţionale în perioada imediat următoare şi în perspectivă pînă în anul 2000 reclamă atît creşterea capacităţii de producţie a minelor existente, cît şi realizarea unor noi obiective pentru exploatarea perimetrelor purtătoare de zăcăminte de substanţe minerale utile.

Pentru ambele categorii de unităţi, programele care vizează aplicarea tehnologiilor de extracţie moderne şi de mare productivitate sînt dublate de acţiuni menite să asigure securitatea personalului din subteran şi, în acelaşi timp, protecţia lucrărilor miniere şi a zăcămintelor înseşi.

O parte însemnată a acestor acţiuni definesc conţinutul activităţii de cercetare şi inginerie tehnologică specifice laboratorului aeraj-metan-focuri din cadrul C.C.I.T.P.S.M. Petroşani.

Legat direct de procesul de extracţie, indiferent de natura substanţei minerale utile, începînd cu faza de deschidere a minelor şi pe toată durata de existenţă a acestora, aerajul constituie, după cum se cunoaşte, mijlocul de bază pentru realizarea securităţii şi confortului în subteran.

Pentru compensarea limitelor care există totuşi în capacitatea de aerisire judicioasă a minelor de cărbuni, degazarea vine să completeze substanţial posibilităţile tehnice de stăpînire a metanului în subteran.

În acelaşi timp, atît la minele de cărbuni, cît şi la minele de minereuri este necesar să se dispună de mijloace şi metode capabile să prevină la timp dezvoltarea proceselor naturale de autoîncălzire şi de autoaprindere a zăcămintelor de substanţe minerale utile.

Rezultatele cercetărilor întreprinse în aceste domenii, anterior în cadrul C.C.I.T.P.S.M. şi în unităţile de producţie, precum şi cele ale cercetărilor efectuate în străinătate sînt integrate astăzi, pe de o parte, în normele departamentale de protecţia muncii, iar, pe de altă parte, sînt materializate în cerinţe şi reguli care definesc cadrul de securitate al mediului în subteran.

În prezent preocupările laboratorului sînt subordonate cerinţelor de perfecţionare a ansamblului de soluţii şi tehnologii care vor conduce la reducerea substanţială a riscurilor potenţiale, în vederea desfăşurării unei activităţi normale şi sigure, în condiţii geologice mai dificile, precum şi pentru o dinamică crescătoare a producţiei.

În acest scop, lucrările de cercetare şi inginerie tehnologică sînt structurate în două categorii, şi anume :

— de orientare fundamentală, cu rezultate valorificabile etapizat la toate minele, indiferent de natura acestora, de regimul caracteristic al emisiilor de gaze sau de tehnologiile de lucru practicate ;

— cu caracter aplicativ direct, pentru anumite bazine miniere, grupuri de mine sau chiar zone ale acestora.

• Din prima categorie se poate exemplifica tema care vizează „controlul şi conducerea curentă automată a aerajului minelor din bazinul carbonifer Valea Jiului".

Se menţionează că o serie de cercetări pregătitoare au fost deja încheiate de către C.C.I.T.P.S.M., şi anume : programe de calcul automat pentru soluţionarea problemelor de aeraj în reţelele complexe de lucrări miniere, principiile sectorizării şi concepţiei sistemelor de aeraj din cadrul minelor mari, trasarea automată a schemelor de aeraj, cerinţe şi reguli pentru proiectarea aerajului parţial etc.

Trecerea însă la măsurarea automată numai a vitezei curenţilor de aer, simultan în toate fronturile de lucru ale unei mine, va marca saltul calitativ şi extrem de necesar în aerajul minelor de huilă din acest important bazin carbonifer al ţării.

• Din cea de-a doua categorie de lucrări de cercetare se pot evidenţia cele care urmăresc optimizarea soluţiilor de degazare, în timp şi spaţiu, în raport cu caracteristicile fizico-mecanice ale rocilor, cu parametrii de gaz specifici stratelor de cărbune, precum şi cu metodele de exploatare, de asemenea pentru minele din cadrul Combinatului minier Valea Jiului.

În acelaşi context se menţionează şi temele care vizează reconsiderarea ansamblului de măsuri pentru prevenirea apariţiei focurilor endogene la aceste mine.

În paralel se situează cercetările pentru perfecţionarea sistemelor de aeraj aplicabile minelor din cadrul Centralei minereurilor Deva.

Elaborarea soluţiilor de aerisire pentru anumite mine, evaluarea regimului degajărilor de gaze, precum şi lucrările de inginerie tehno-

logică prin care se acordă asistență tehnică unităților miniere întregesc profilul activității de specialitate al C.C.I.T.P.S.M., în scopul creșterii securității în subteran.

Indiferent însă de categoria din care fac parte cercetările, soluțiile ce urmează a se elabora vor viza facilitatea atît a modalității de aplicare a măsurilor de securitate, cît și a sistemului de control al aplicării, astfel încît măsurile în sine să nu devină restrictive pentru desfășurarea activității normale de producție.

În activitatea noastră am avut o bună colaborare cu cei care conduc procesul de producție, precum și cu specialiștii din unitățile miniere, în special cu Combinatul minier Valea Jiului — principalul beneficiar al cercetărilor C.C.I.T.P.S.M., cele trei mari centrale de minereuri (Baia Mare, Deva, Sării și Nemetaliferelor) apreciind că interesul pe care-l manifestă pentru perfecționarea continuă a securității în subteran reprezintă nu numai atributul valorii moral-profesionale, ci și o dovadă de real patriotism, știut fiind că gradul de civilizație al unei țări se definește și de grija care se acordă prevenirii accidentelor de muncă.

Considerații privind funcționarea hidrociclonului ca și clasor de tulbureală

Ing. **T. D. Hațieganu**
licențiat în matematică

În ultimii 15 ani s-a dezvoltat un nou model matematic al fenomenului de clasare în hidrocicloane, conform căruia clasarea este rezultatul compunerii forțelor din cîmpul forțelor centrifugale cu forțele induse de mișcarea turbulentă a fluidului în hidrociclon. Cauzele mișcării turbulente sînt forțele de frecare între fluid și pereții hidrociclonului, între fluid și particulele solide transportate, între straturile de fluid aflate în mișcare relativă.

Acest model nou cîștigă tot mai mult teren în dauna modelului matematic al vîrtejului cu puț, în care clasarea este rezultatul mișcării particulelor în cîmpul forțelor centrifugale.

Noul model, care ține seama de turbulența curgerii din hidrociclon, consideră că peste mișcarea tangențială de bază a fluidului se suprapun mișcări turbulente, provocate de forțele de frecare. Datorită frecărilor, în fluid apar microturbioane, care înfășoară și antrenează în mișcarea lor particule de diferite dimensiuni. Viteza de antrenare a particulelor, datorită microturbioanelor, este mult superioară vitezei radiale, induse de vîrtejul cu puț din hidrociclon. Rezultă că repartiția radială a particulelor este determinată de viteza radială a microturbioanelor și nu de viteza radială din vîrtejul cu puț.

Valoarea medie a vitezei radiale a microturbioanelor este nulă, întrucît orientarea vectorilor de viteză se face cu aceeași probabilitate spre centrul hidrociclonului sau spre mantaua acestuia. Pentru caracterizarea acestei viteze, utilizăm viteza medie pătratică:

$$v_t = \sqrt{\overline{v'^2}}. \tag{1}$$

După cum am arătat, mișcarea turbulentă este provocată de tensiunile de forfecare, ce apar între straturile de fluid în mișcare relativă, mărimea lor calculîndu-se cu relația stabilită de V. Vanoni [1]:

$$\tau = \rho\varepsilon \left| \frac{dv_\varphi}{dr} \right|, \tag{2}$$

unde:

ρ este densitatea fluidului;

ε — *coeficientul de difuzie turbulentă* (are dimensiunea viscozității cinematice);

$\left| \frac{dv_\varphi}{dr} \right|$ — gradientul de viteză.

În considerațiile ce urmează, mărimii ε îi revine un rol deosebit.

Plecînd de la relația (2), obținem:

$$\varepsilon(r) = \frac{\tau(r)}{\rho \left| \frac{dv_\varphi}{dr} \right|}. \tag{3}$$

Pentru $\tau(r)$ se presupune o dependență liniară în funcție de r, similar curgerii prin jgheab, trebuind să fie îndeplinite condițiile la frontiere:

$$r = R_c, \quad \tau(R_c) = \frac{\lambda}{8} \rho \bar{v}_\varphi^2; \tag{4a}$$

$$r = r_0, \quad \tau(R_0) = 0. \tag{4b}$$

Rezultă:

$$\tau(r) = \tau(R_c) \frac{r - r_0}{R_c - r_0}; \quad r \in [r_0, R_c], \tag{5}$$

unde :

$\lambda = 0{,}01 - 0{,}02$ este coeficientul pierderilor liniare de presiune ;

$\bar{v}_\varphi$ — viteza tangenţială medie ;

R_c — raza hidrociclonului ;

r_0 — raza nucleului vîrtejuui din hidrociclon.

Gradientul vitezei tangenţiale se calculează din legea de mişcare $v_\varphi \cdot r^n = \text{ct.}$

$$\left|\frac{dv_\varphi}{dr}\right| = \frac{|-n|\, v_{\varphi 0} r_0^n}{r^{n+1}} \; ; \; r \in [r_0,\ R_c]. \qquad (6)$$

Integrarea se face între raza nucleului vîrtejului r_0 şi raza redusă a hidrociclonului $0{,}7R_c$. Înlocuind în relaţia (11), relaţia (10) şi efectuînd calculele, rezultă :

$$\bar{\varepsilon} = \frac{\lambda \bar{v}_\varphi (R_c^{1-n} - r_0^{1-n})\{(2+n)[(0{,}7\,R_c)^{3+n} - r_0^{3+n}] - (3+n)\, r_0[(0{,}7R_c)^{2+n} - r_0^{2+n}]\}}{8(1-n)|-n|(2+n)(3+n)(0{,}7\,R_c - r_0)\,(R_c - r_0)^2}. \qquad (12)$$

Făcînd înlocuirile şi aproximările $R_c = D_c/2$, $r_0 \cong 0{,}3\ D_0$ şi raportînd faţă de diametrul hidrociclonului D_c, obţinem relaţia de calcul a coeficientului mediu de difuzie turbulentă :

$$\bar{\varepsilon} = \frac{\lambda \bar{v}_\varphi D_c \left[0{,}5^{1-n} - \left((0{,}3\frac{D_0}{D_c}\right)^{1-n}\right]\left\{(2+n)\left[0{,}35^{3+n} - \left(0{,}3\frac{D_0}{D_c}\right)^{3+n}\right] - (3+n)\left(0{,}3\frac{D_0}{D_c}\right)\left[0{,}35^{2+n} - \left(0{,}3\frac{D_0}{D_c}\right)^{2+n}\right]\right\}}{8(1-n)|-n|(2+n)(3+n)\left[0{,}35 - \left(0{,}3\frac{D_0}{D_c}\right)\left[0{,}5 - \left(0{,}3\frac{D_0}{D_c}\right)\right]^2\right]} \qquad (13)$$

Înlocuind relaţiile (5) şi (6) în relaţia (3), obţinem :

$$\varepsilon(r) = \frac{\tau(R_c)\,(r - r_0)\, r^{n+1}}{\rho\,(R_c - r_0)|-n|\, v_{\varphi 0} r_0^n} \; ; \; r \in [r_0, R_c]. \qquad (7)$$

Viteza tangenţială maximă v_{φ_0} se exprimă în funcţie de viteza tangenţială medie din hidrociclon, calculabilă cu relaţia :

$$\bar{v}_\varphi = \frac{1}{R_c - r_0} \int_{r_0}^{R_c} v_\varphi(r)\, dr, \qquad (8)$$

unde $v_\varphi r^n = v_{\varphi 0} r_0^n$.

După efectuarea calculelor, obţinem :

$$v_{\varphi 0} = \bar{v}_\varphi \frac{(1-n)(R_c - r_0)}{r_0^n (R_c^{1-n} - r_0^{1-n})}. \qquad (9)$$

Înlocuind expresia (9) în relaţia (7) şi ţinînd seama de relaţia (4a), obţinem :

$$\varepsilon(r) = \frac{\lambda \bar{v}_\varphi (R_c^{1-n} - r_0^{1-n})(r - r_0) r^{n+1}}{8|-n|(1-n)(R_c - r_0)^2} \; ; \; r \in [r_0, R_c]. \qquad (10)$$

Coeficientul de difuzie turbulentă este dependent de raza hidrociclonului r; el este maxim pe peretele hidrociclonului şi devine nul în dreptul razei nucleului vîrtejului r_0.

Pentru simplificarea problemei se va calcula o mărime medie :

$$\bar{\varepsilon} = \frac{1}{0{,}7\,R_c - r_0} \int_{r_0}^{0{,}7R_c} \varepsilon(r)\, dr. \qquad (11)$$

unde D_0 este diametrul conductei de suprascurgere.

În relaţia (13) intervine viteza medie $\bar{v}_\varphi$, care nu este direct măsurabilă. Vom înlocui viteza medie $\bar{v}_\varphi$ cu viteza fluidului în conducta de alimentare a hidrociclonului :

$$v_i = \frac{4Q_i}{\pi D_i^2}, \qquad (14)$$

unde :

Q_i este debitul de alimentare ;

D_i — diametrul conductei de alimentare.

Ştiind că :

$$\bar{v}_\varphi = \frac{v_{\varphi c} R_c^n (R_c^{1-n} - r_0^{1-n})}{(1-n)\,(R_c - r_0)}, \qquad (15)$$

$$\frac{v_{\varphi c}}{v_i} = \frac{R_c - R_i}{\alpha R_c}, \qquad (16)$$

unde :

$v_{\varphi c}$ este viteza tangenţială lîngă peretele hidrociclonului ;

α — un coeficient de corecţie [5],

rezultă :

$$\frac{\bar{v}_\varphi}{v_i} = \frac{\left(1 - \frac{R_i}{R_c}\right) R_c^n (R_c^{1-n} - r_0^{1-n})}{\alpha(1-n)(R_c - r_0)}. \qquad (17)$$

Făcînd aceleași înlocuiri $R_c = D_c/2$, $r_0 \cong$ $\cong 0{,}3\ D_0$ și raportînd la diametrul hidrociclonului D_c, obținem :

$$\frac{\bar{v}_\varphi}{v_i} = \frac{0{,}5^n\left(1 - \frac{D_i}{D_c}\left[0{,}5^{1-n} - \left(0{,}3\frac{D_0}{D_c}\right)^{1-n}\right]\right)}{\alpha(1-n)\left[0{,}5 - \left(0{,}3\frac{D_0}{D_c}\right]\right.} \cdot \quad (18)$$

Cunoscînd raportul $\bar{v}_\varphi/v_i$, se introduce noțiunea de coeficient raportat de difuzie turbulentă, cu relația :

$$\frac{\bar{\varepsilon}}{v_i D_c} = \left(\frac{\bar{v}_\varphi}{v_i}\right) \cdot \lambda\left[0{,}5^{1-n} - \left(0{,}3\frac{D_0}{D_c}\right)^{1-n}\right]\left\{(2+n)\left[0{,}35^{3+n} - \left(0{,}3\frac{D_0}{D_c}\right)^{3+n}\right] - (3+n)\left(0{,}3\frac{D_0}{D_c}\right)\left[0{,}35^{2+n} - \left(0{,}3\frac{D_0}{D_c}\right)^{2+n}\right]\right\} \cdot \frac{}{8(1-n)\,|-n|\,(2+n)(3+n)\left[0{,}35 - \left(0{,}3\frac{D_0}{D_c}\right)\right]\left[0{,}5 - \left(0{,}3\frac{D_0}{D_c}\right)\right]^2} \quad (19)$$

În tabelul 1 se prezintă valorile calculate ale rapoartelor $\bar{v}_\varphi/v_i$ și $\bar{\varepsilon}/v_i D_c$ pentru mai multe tipuri de hidrocicloane.

Rezultă deci o dispersie destul de largă a valorilor coeficientului de difuzie turbulentă, pentru aceeași viteză a fluidului și același diametru, fapt ce ne conduce la concluzia că relația (13) este superioară relației :

$$\bar{\varepsilon} = 8{,}1 \cdot \bar{v}_\varphi \cdot D_c \cdot 10^{-4},$$

cunoscută în literatură [1], întrucît ține seama și de diametrul conductei de suprascurgere D_0 și de exponentul n.

În hidrociclon particulele solide sînt supuse atît mișcărilor turbulente, cît și sedimentării radiale, astfel încît ele sînt transferate de la un microturbion la altul. Cercetările întreprinse au arătat că lungimea parcursului liber al unui microturbion este [1] :

$$l = \frac{\bar{\varepsilon}}{v_t}, \quad (20)$$

unde :

v_t este viteza de deplasare a microturbionului, calculabilă cu relația :

$$v_t = \sqrt{\frac{\tau(R_c)}{\rho}}. \quad (21)$$

Tabelul 1

Nr. crt.	$\frac{D_i}{D_c}$	$\frac{D_0}{D_c}$	L—AIS D_c	$\frac{a}{R_c}$	$\frac{A_i}{A_0}$	α	n	$\frac{\bar{v}_f}{v_i}$	$\frac{\bar{\varepsilon}}{v_i D_c} \cdot 10^4$
1	0,28	0,34	4,6	0,496	0,678	0,765	0,31	1,14	3,86
2	0,133	0,2	6,52	0,236	0,442	0,886	−0,308	0,8	2,7
3	0,154	0,214	6,86	0,273	0,518	0,847	−0,241	1,19	5,13
4	0,16	0,25	7,14	0,284	0,41	0,882	−0,329	0,78	2,49
5	0,197	0,32	7,14	0,349	0,379	0,882	−0,29	0,77	2,8
6	0,29	0,2	3,69	0,514	2,102	0,635	0,575	1,78	3,59
7	0,2	0,32	5,44	0,354	0,391	0,882	−0,091	0,86	9,86
8	0,2	0,2	3,3	0,2	1	0,8	0,394	1,36	3,82
9	0,2	0,2	10	0,2	1	0,8	−0,113	0,92	8,45
10	0,4	0,4	6,6	0,4	1	0,725	0,432	1,06	2,55
11	0,4	0,4	3	0,4	1	0,725	0,705	1,27	1,91
12	0,28	0,2	3,3	0,289	1,96	0,7	0,612	1,69	3,24
13	0,1	0,102	6,64	0,104	0,961	0,867	−0,18	0,9	5,08
14	0,2	0,212	6,58	0,2	0,89	0,816	0,071	1,03	15,23
15	0,32	0,3	6,08	0,328	1,138	0,725	0,378	1,21	3,42

Considerăm o fracție monodispersă de particule cu $d \ll 1$. În direcție radială, peste transportul particulelor, prin turbulență, se suprapune sedimentarea în cîmpul forțelor centrifugale ale vîrtejului principal din hidrociclon. Trebuie să menționăm că cei doi curenți au sensuri contrare. În această situație, curentul radial total de particule este :

$$N = -\varepsilon \frac{dC}{dr} + v_{pf} C, \qquad (22)$$

unde :

C este concentrația de particule pe unitatea de volum;

v_{pf} — viteza finală a căderii particulei, în cîmpul forțelor centrifuge;

$\varepsilon \frac{dC}{dr}$ reprezintă cantitatea de material transportată turbulent, în unitatea de timp, prin unitatea de suprafață, în direcție radială. Această expresie a fost obținută prin similitudine, plecînd de la relația (2), în care tensiunea de forfecare τ se înlocuiește cu curentul de particule N, iar gradientul de viteză $\frac{dv}{dr}$ cu gradientul de concentrație $\frac{dC}{dr}$.

$v_{pf}C$ reprezintă cantitatea de material transportat în direcție radială, în unitatea de timp, prin unitatea de suprafață.

La stabilirea echilibrului, curentul total de particule devine nul, deci :

$$-\varepsilon \frac{dC}{dr} + v_{pf} C = 0. \qquad (23)$$

Făcînd schimbarea de variabilă $r = R_c - r'$ și integrînd, obținem :

$$\frac{C}{C_0} = exp\left[-\int_0^{r'} \frac{v_{pf}}{\varepsilon} dr'\right]. \qquad (24)$$

v_{pf} și ε sînt funcții de r, dar utilizînd valorile medii $\overline{v}_{pf}$ și $\overline{\varepsilon}$ și teorema de medie a lui Lagrange, rezultă, în final :

$$\frac{C}{C_0} = exp\left[-(R_c - r)\frac{\overline{v}_{pf}}{\overline{\varepsilon}}\right], \; r \in (r_0, \; R_c]. \qquad (25)$$

Această distribuție a concentrației poate fi interpretată astfel : la echilibru, o fracție monodispersă se distribuie în așa fel, încît la peretele hidrociclonului există o concentrație maximă, care se reduce înspre axa hidrociclonului, după legea exponențială, din relația (25). Distribuția radială este caracterizată de cîtul $\overline{v}_{pf}/\overline{\varepsilon}$. Dacă urmărim mai multe distribuții ale concentrațiilor unor fracții granulometrice monodisperse, diferite, atunci $\overline{\varepsilon}$ fiind constant, raportul C/C_0 este dependent numai de $\overline{v}_{pf}$, adică de diametrul particulelor d. Pentru fracții granulometrice foarte fine și foarte grobe, rezultă corespunzător cu $\varepsilon/\overline{v}_{pf} \gg R_c$ și $\overline{\varepsilon}/\overline{v}_{pf} < d_{max}$, cele două cazuri limită : amestecarea și respectiv separarea. Analizînd relațiile (13) și (19) se observă că pentru $n = 0$, $\overline{\varepsilon}$ devine infinit, ceea ce fizic înseamnă că în hidrociclon are loc fenomenul de amestecare.

Verificările experimentale au confirmat această dispersie a concentrației, iar concordanța este cu atît mai bună, cu cît este mai mică concentrația medie a materialului solid în fluid (distanța medie între particule $> 10\ d$), deoarece în acest caz fracțiile granulometrice se comportă ca și cum ar fi singure în sistem. La concentrații mai mari, fracțiile granulometrice se influențează reciproc, rezultînd o perturbare a dispersiei concentrației fiecărei fracții granulometrice, deci o abatere de la legea (25).

Considerăm o cantitate de particule de densitate ρ', cu o distribuție granulometrică între d_{min} și d_{max}, ce urmează a fi clasată în hidrociclon. Se poate imagina o separare a acestui material, într-un mare număr de fracții granulometrice monodisperse $d^{(i)} + \Delta d$. În condițiile unei suspensii diluate, fiecare fracție granulometrică se comportă independent, neinfluențată de celelalte fracții. Corespunzător, fiecare fracție $d^{(i)} + \Delta d$ va respecta distribuția radială staționară (25). În conformitate cu cele stabilite de Kelsall, particulele situate în vîrtejul interior, ascendent, vor fi evacuate prin suprascurgere, iar particulele situate în vîrtejul exterior, descendent, vor fi evacuate prin îngroșat. Ca urmare a distribuțiilor de concentrație radială, prin suprascurgere sînt evacuate, cu preponderență, particulele de dimensiuni mici, iar în îngroșat cele cu dimensiuni mari. Poziția secțiunii de separare rezultă din condiția :

$$v_z(r) = 0,$$

unde :

$v_z\ (r)$ este viteza pe verticală;

$r = 0{,}43\ R_c$.

Eficiența de clasare $s^{(i)}$ a unei fracții granulometrice oarecare $d^{(i)} + \Delta d$ rezultă din curenții de particule din suprascurgere $N_0^{(i)}$ și îngroșat $N_u^{(i)}$, conform definiției :

$$s^{(i)} = \frac{N_u^{(i)}}{N_u^{(i)} + N_0^{(i)}} = \frac{\overline{C}_u^{(i)} Q_u/Q_i}{\overline{C}_u^{(i)} Q_u/Q_i + \overline{C}_0^{(i)} Q_0/Q_i}. \qquad (26)$$

În această relație Q_u, Q_0 și Q_i sînt debitele volumice respective din îngroșat, suprascurgere și alimentare. $\overline{C}_u^{(i)}$ și $\overline{C}_0^{(i)}$ sînt concentrațiile

medii ale fracției $d^{(i)} + \Delta d$ în îngroșat și suprascurgere, ele calculîndu-se astfel :

$$\overline{C}_u^{(i)} = \frac{1}{0{,}7\ R_c - 0{,}43\ R_c} \int_{0{,}43R_c}^{0{,}7R_c} exp\left[-(R_c - r)\frac{\overline{v}_{pf}^{(i)}}{\overline{\varepsilon}} \right] dr.$$

Facem schimbarea de variabilă $r = R_c - r'$ și obținem în continuare :

$$\overline{C}_u^{(i)} = \frac{exp\left(-0{,}3\ R_c \frac{\overline{v}_{pf}^{(i)}}{\overline{\varepsilon}}\right) - exp\left(0{,}57\ R_c \frac{\overline{v}_{pf}^{(i)}}{\overline{\varepsilon}}\right)}{0{,}27\ R_c \frac{\overline{v}_{pf}^{(i)}}{\overline{\varepsilon}}}, \quad (27)$$

$$\overline{C}_0^{(i)} = \frac{1}{0{,}43\ R_c - r_0} \int_{s_0}^{0{,}43R_c} exp\left[-(R_c - r)\frac{\overline{v}_{pf}^{(i)}}{\overline{\varepsilon}} \right] dr,$$

$$r_0 \cong 0{,}12\ R_c.$$

Cu aceeași schimbare de variabilă, obținem :

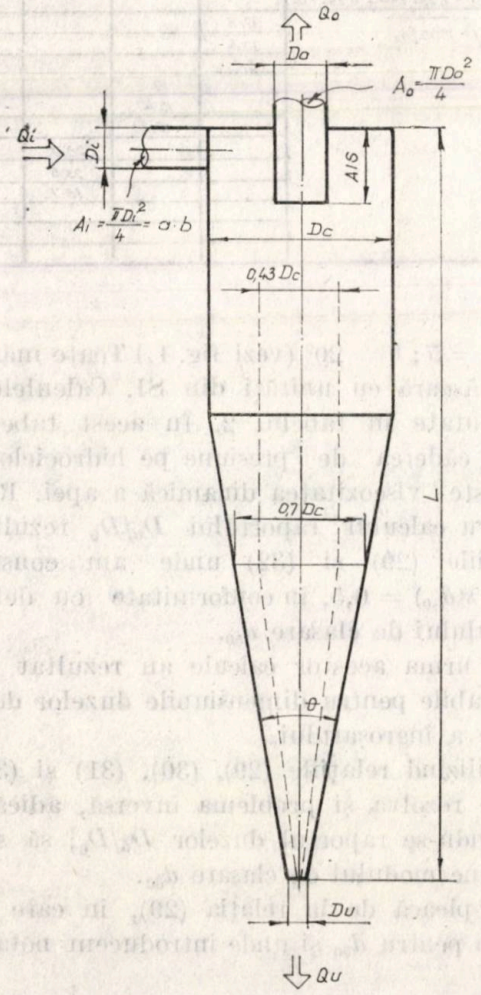


Fig. 1. Dimensiunile caracteristice ale unui hidrociclon.

$$\overline{C}_0^{(i)} = \frac{exp\left(-0{,}57\ R_c \frac{\overline{v}_{pf}^{(i)}}{\overline{\varepsilon}}\right) - exp\left(-0{,}88\ R_c \frac{\overline{v}_{pf}^{(i)}}{\overline{\varepsilon}}\right)}{0{,}31\ R_c \frac{\overline{v}_{pf}^{(i)}}{\overline{\varepsilon}}}. \quad (28)$$

Scoțînd factor comun :

$$exp\left(0{,}3\ R_c \frac{\overline{v}_{pf}^{(i)}}{\overline{\varepsilon}}\right)$$

și introducînd notațiile :

$$j = 0{,}135\ D_c \frac{\overline{v}_{pf}^{(i)}}{\overline{\varepsilon}}, \qquad k = 0{,}29\ D_c \frac{\overline{v}_{pf}^{(i)}}{\overline{\varepsilon}}, \quad (29)$$

rezultă în final :

$$s^{(i)} = \frac{(1 - e^{-j})\ Q_u/Q_i}{(1 - e^{-j})\ Q_u/Q^i + 0{,}87\ (e^{-j} - e^{-k})\ Q_0/Q_j}. \quad (30)$$

Yoshioka și Hotta furnizează următoarea relație empirică pentru calculul curbei de selectivitate [4] :

$$s(d) = 1 - exp\left[-\left(\frac{d}{d_{50}} - 0{,}115 \right)^3 \right], \quad (31)$$

iar H. Schubert a stabilit legătura între raportul duzelor hidrociclonului și debite, sub

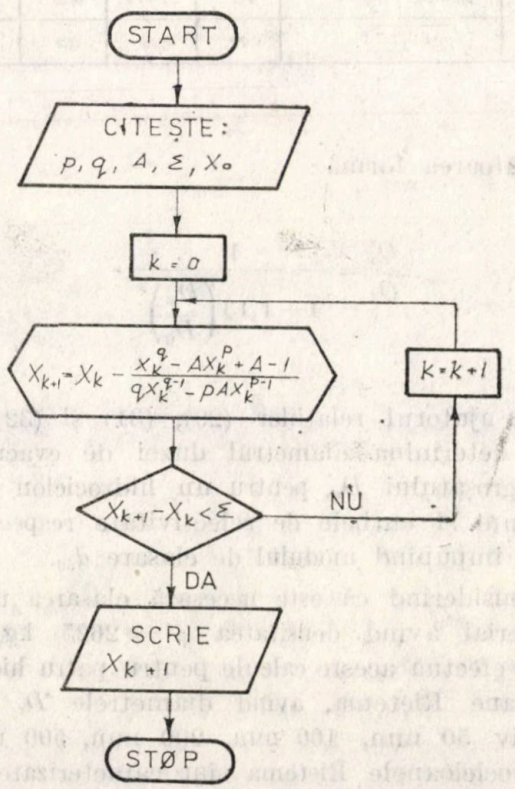


Fig. 2. Organigrama pentru rezolvarea ecuației $f(x) = x^q - Ax^p + A - 1 = 0$; ε — eroare ; x_0 — valoare inițială.

Tabelul 2

Mărimea	Relația de calcul	Valoarea calculată			
		$D_c = 0{,}05$	$D_c = 0{,}1$	$D_c = 0{,}2$	$D_c = 0{,}5$
0	1	2	3	4	5
D_i	$D_c\left(\frac{D_i}{D_c}\right)$	0,014	0,028	0,056	0,14
D_o	$D_c\left(\frac{D_o}{D_c}\right)$	0,017	0,034	0,068	0,17
Δp	—	0,25	0,2	0,15	0,1
Q_i	$9{,}74\, D_i^2\sqrt{\Delta p}$	$0{,}95\cdot10^{-3}$	$3{,}42\cdot10^{-3}$	$11{,}83\cdot10^{-3}$	$60{,}37\cdot10^{-3}$
v_t	$\frac{4Q_i}{\pi D_i^2}$	8,2	5,54	4,79	3,92
$\frac{\bar{v}_p}{v_t}$	(tabel 1, nr. crt. 1)	1,14	1,14	1,14	1,14
$\bar{v}_p$	$v_t\left(\frac{\bar{v}_p}{v_t}\right)$	7,07	6,31	5,46	4,47
α	(tabel 1, nr. crt. 1)	0,765	0,765	0,765	0,765
$\frac{v_e}{v_t}$	$\frac{1}{\alpha}\left(1-\frac{D_i}{D_c}\right)$	0,94	0,94	0,94	0,94
n	(tabel 1, nr. crt. 1)	0,31	0,31	0,31	0,31
$\bar{r}_z$	$\left(\frac{v_e}{v_t}\cdot\frac{v_t}{\bar{v}_p}\right)^{\frac{1}{n}}\frac{D_c}{2}$	0,0134	0,0268	0,0537	0,134
$\Delta\rho$	$\rho'-\rho$	1625	1625	1625	1625
μ	—	0,001	0,001	0,001	0,001
d_{50}	—	$15\cdot10^{-6}$	$25\cdot10^{-6}$	$35\cdot10^{-6}$	$60\cdot10^{-6}$
$\bar{v}_{pf}$	$\frac{d_{50}}{18}\cdot\frac{\Delta p}{\mu}\cdot\frac{\bar{v}_p^2}{\bar{r}_z}$	0,077	0,085	0,082	0,049
$\frac{\bar{\varepsilon}}{v_t D_c}$	(tabel 1, nr. crt. 1)	$3{,}86\cdot10^{-4}$	$3{,}86\cdot10^{-4}$	$3{,}86\cdot10^{-4}$	$3{,}86\cdot10^{-4}$
$\bar{\varepsilon}$	$v_t D_c\left(\frac{\bar{\varepsilon}}{v_t D_c}\right)$	$1{,}2\cdot10^{-4}$	$2{,}15\cdot10^{-4}$	$3{,}7\cdot10^{-4}$	$7{,}6\cdot10^{-4}$
j	$0{,}135\, D_c\cdot\frac{\bar{v}_{pf}}{\bar{\varepsilon}}$	4,34	5,34	4,52	4,36
k	$0{,}29\, D_c\cdot\frac{\bar{v}_{pf}}{\bar{\varepsilon}}$	9,3	11,45	9,72	9,34
$\frac{D_u}{D_o}$	$\sqrt[3]{0{,}77\cdot\frac{e^{3j}-e^{-3k}}{1-e^{3j}}}$	0,22	0,16	0,2	0,22

Tab elul 3

Mărimea	Relația de calcul	Valoarea calculată			
		$D_c = 0{,}05$	$D_c = 0{,}1$	$D_c = 0{,}2$	$D_c = 0{,}5$
0	1	2	3	4	5
$\bar{v}_{pf}$	$d_{50}^2\left(\frac{1}{18}\cdot\frac{\Delta p}{\mu}\cdot\frac{\bar{v}_p^2}{\bar{r}_z}\right)$	$(3{,}34\cdot10^{4})$	$(1{,}36\cdot10^{4})$	$(0{,}509\cdot10^{4})$	$(0{,}136\cdot10^{4})$
j	$d_{50}^2\,(p\cdot10^{9})$	$(18{,}82\cdot10^{9})$	$(8{,}56\cdot10^{9})$	$(3{,}7\cdot10^{9})$	$(1{,}21\cdot10^{9})$
k	$d_{50}^2\,(q\cdot10^{9})$	$(40{,}42\cdot10^{9})$	$(18{,}39\cdot10^{9})$	$(7{,}96\cdot10^{9})$	$(2{,}6\cdot10^{9})$
$\frac{D_u}{D_o}$	—	0,33	0,33	0,33	0,33
		0,47	0,47	0,47	0,47
		0,61	0,61	0,61	0,61
$\frac{Q_o}{Q_i}$	$\frac{1}{1+1{,}13\left(\frac{D_u}{D_o}\right)^3}$	0,961	0,961	0,961	0,961
		0,895	0,895	0,895	0,895
		0,796	0,796	0,796	0,796
A	$\frac{1-0{,}13\,Q_o/Q_i}{0{,}87\,Q_o/Q_i}$	1,047	1,047	1,047	1,047
		1,135	1,135	1,135	1,135
		1,294	1,294	1,294	1,294
$f(x)$	$x^{40{,}42}-1{,}047\,x^{18{,}82}+0{,}047=0$	0,849			
	$x^{40{,}42}-1{,}135\,x^{18{,}82}+0{,}135=0$	0,897			
	$x^{40{,}42}-1{,}294\,x^{18{,}82}+0{,}294=0$	0,934			
	$x^{18{,}39}-1{,}047\,x^{8{,}56}+0{,}047=0$		0,698		
	$x^{18{,}39}-1{,}135\,x^{8{,}56}+0{,}135=0$		0,788		
	$x^{18{,}39}-1{,}294\,x^{8{,}56}+0{,}294=0$		0,86		
	$x^{7{,}96}-1{,}047\,x^{3{,}7}+0{,}047=0$			0,435	
	$x^{7{,}96}-1{,}135\,x^{3{,}7}+0{,}135=0$			0,576	
	$x^{7{,}96}-1{,}294\,x^{3{,}7}+0{,}294=0$			0,706	
	$x^{2{,}6}-1{,}047\,x^{1{,}21}+0{,}047=0$				0,079
	$x^{2{,}6}-1{,}135\,x^{1{,}21}+0{,}135=0$				0,186
	$x^{2{,}6}-1{,}294\,x^{1{,}21}+0{,}294=0$				0,346
d_{50} [μm]	$\sqrt{-1000/\ln x}$	12,8			
		10,4			
		8,3			
			19		
			15,4		
			12,3		
				28,9	
				23,5	
				18,7	
					50,4
					41
					32,6

următoarea formă :

$$\frac{Q_u}{Q_i}=\frac{1}{1+1{,}13\left(\frac{D_u}{D_0}\right)^3}. \qquad (32)$$

Cu ajutorul relațiilor (29), (31) și (32) se pot determina diametrul duzei de evacuare a îngroșatului D_u, pentru un hidrociclon dat, precum și curbele de selectivitate respective $s(d)$, impunînd modulul de clasare d_{50}.

Considerînd că este necesară clasarea unui material avînd densitatea $\rho' = 2625$ kg/m^3, vom efectua aceste calcule pentru patru hidrocicloane Rietema, avînd diametrele D_c respectiv 50 mm, 100 mm, 200 mm, 500 mm. Hidrocicloanele Rietema sînt caracterizate de următoarele proporții geometrice relative : $D_i/D_c = 0{,}28$; $D_0/D_c = 0{,}34$; AIS $/D_c = 0{,}4$; $L/D_c = 5$; $\theta = 20°$ (vezi fig. 1.) Toate mărimile se măsoară cu unități din SI. Calculele sînt prezentate în tabelul 2. În acest tabel, Δp este căderea de presiune pe hidrociclon, iar μ este viscozitatea dinamică a apei. Relația pentru calculul raportului D_u/D_0 rezultă din relațiile (29) și (32) unde am considerat $s^{(i)} = s(d_{50}) = 0{,}5$, în conformitate cu definiția modulului de clasare d_{50}.

În urma acestor calcule au rezultat valori rezonabile pentru dimensiunile duzelor de evacuare a îngroșatului.

Utilizînd relațiile (29), (30), (31) și (32) se poate rezolva și problema inversă, adică, cunoscîndu-se raportul duzelor D_u/D_0, să se determine modulul de clasare d_{50}.

Se pleacă de la relația (29), în care $s^{(i)} = 0{,}5$ pentru d_{50} și unde introducem notațiile :

$$j = pd_{50}^2\,;\quad k = qd_{50}^2\,;\quad e^{-d_{50}^2} = x. \qquad (33)$$

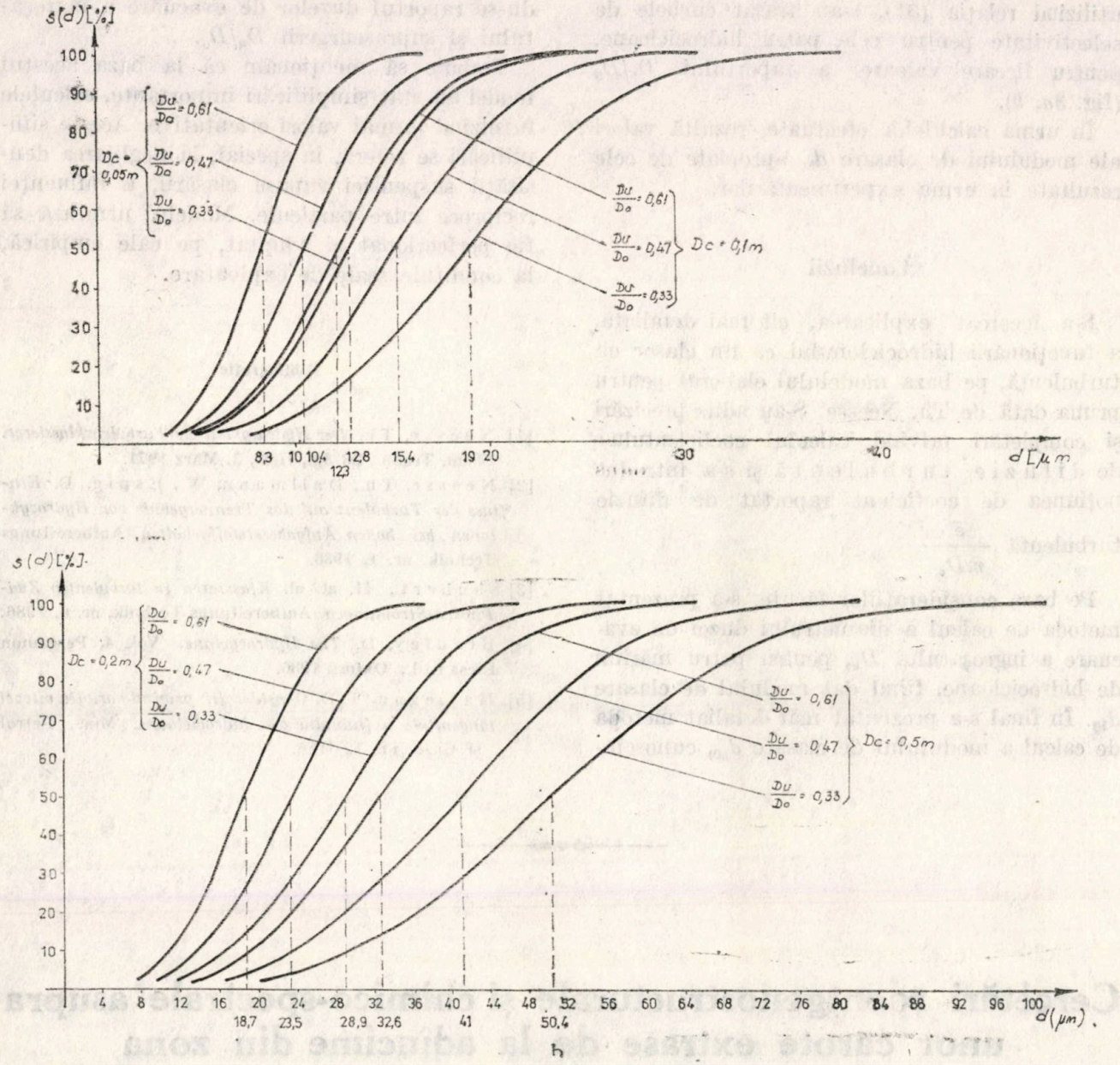


Fig. 3. Curbe de selectivitate:
a — hidrocicloane $D_c = 0{,}05$ m; $D_c = 0{,}1$ m;
b — hidrocicloane $D_c = 0{,}2$ m; $D_c = 0{,}5$ m.

După efectuarea calculelor, obţinem ecuaţia:

$$f(x) = x^q - Ax^p + A - 1 = 0; \quad q,\ p \in \mathbb{R}_+, \quad (34)$$

unde:

$$A = \frac{1 - 0{,}13\ Q_0/Q_i}{0{,}87\ Q_0/Q_i}. \quad (35)$$

Pentru a avea sens fizic, căutăm soluţia ecuaţiei (34), în domeniul (0, 1). Rezolvarea ecuaţiei se face cu ajutorul metodei Newton — Raphson (tangentei), aproximaţia de ordinu $k+1$ a soluţiei obţinîndu-se cu iteraţia:

$$x_{k+1} = x_k - \frac{f(x_k)}{f'(x_k)}, \quad k = 0,\ 1,\ 2,\ \ldots \quad (36)$$

Calculele se fac cu ajutorul unui calculator, conform organigramei din figura 2.

Rezultatele obţinute pentru hidrocicloanele din exemplul anterior se prezintă în continuare în tabelul 3. Cunoscînd modulele de clasare şi

utilizînd relaţia (31), s-au trasat curbele de selectivitate pentru cele patru hidrocicloane, pentru fiecare valoare a raportului D_u/D_0 (fig. 3*a*, *b*).

În urma calculelor efectuate, rezultă valori ale modulului de clasare d_{50} apropiate de cele rezultate în urma experimentărilor.

Concluzii

S-a încercat explicarea, cît mai detaliată, a funcţionării hidrociclonului ca un clasor cu turbulenţă, pe baza modelului elaborat pentru prima dată de Th. Neesse. S-au adus precizări şi completări privind calculul coeficientului de difuzie turbulentă şi s-a introdus noţiunea de coeficient raportat de difuzie turbulentă $\frac{\bar{\varepsilon}}{v_i D_c}$.

Pe baza consideraţiilor făcute, s-a prezentat metoda de calcul a diametrului duzei de evacuare a îngroşatului D_u, pentru patru mărimi de hidrocicloane, fiind dat modulul de clasare d_{50}. În final s-a prezentat mai detaliat metoda de calcul a modulului de clasare d_{50}, cunoscîndu-se raportul duzelor de evacuare a îngroşatului şi suprascurgerii D_u/D_0.

Trebuie să menţionăm că la baza acestui model au stat simplificări importante, calculele furnizînd numai valori orientative. Aceste simplificări se referă, în special, la neglijarea densităţii suspensiei supuse clasării, a influenţei reciproce între particule. Modelul urmează să fie perfecţionat şi adaptat, pe cale empirică, la condiţiile reale de exploatare.

Bibliografie

[1] Neesse, Th. *Der Hydrozyklon als Turbulenzklassierer.* Chem. Techn., 23 Jg., Heft, 3, März 1971.

[2] Neesse, Th., Dallmann, W., Espig, D. *Einfluss der Turbulenz auf das Trennergebnis von Hydrozyklonen bei hohen Aufgabeeststoffgehalten*, Aufbereitungs Technik, nr. 1, 1986.

[3] Shubert, H. et al. *Klassieren in turbulenten Zwi-Phasen-Strömungen.* Aufbereitungs Technik, nr. 6, 1986.

[4] Bradley, D. *The Hydrocyclone.* Vol. 4, Pergamon Press Ltd., Oxford 1986.

[5] Haţiegan, T. D. *Consideraţii privind varioţia vitezei tangenţiale a fluidului din hidrocicloane.* Mine, Petrol şi Gaze, nr. 12/1986.

Cercetări roentgenostructurale şi chimico-spectrale asupra unor carote extrase de la adîncime din zona Căciulata — Cozia

Prof. dr. ing. **I. D. Pârcălăbescu,**
asist. ing. **I. Nistor**

Institutul de Petrol şi Gaze Ploieşti

Din zona Căciulata—Cozia, de la adîncimile menţionate în tabelul 1, sînt analizate roentgenostructural şi chimico-spectral probele indicate în tabel, iar în final se va încerca să se pună în evidenţă cîteva consideraţii petrologice în legătură cu formarea pegmatitelor din clasica serie de Lotru, cunoscută în literatura de specialitate [4; 10; 21].

Cercetarea roentgenostructurală a probelor medii, a pulberilor obţinute prin mojararea carotelor luate în studiu scoate în evidenţă prezenţa unei game mai largi de minerale participante la compoziţia mineralogică a pegmatitelor seriei de Lotru decît cea menţionată în lucrările [4; 21].

Simpla observare a difractogramelor de raze X ale probelor globale (fig. 1) indică diferenţieri între probe, fondul global rămînînd similar, deşi funcţia de loc, ilustrată în tabelul 1, are o gamă de 453 m.

Tabelul 1

Participarea procentuală a probelor cu densitate > 2,89 g/cm³

Nr. probei	Sonda	Adîncimea -m-	%
1	1006 CACIULATA	2498,5-2500,0	0,19
2		2622,0-2624,5	1,59
3		2645,0-2646,0	1,07
4		2680,0-2682,0	1,60
5		2827,5-2829,0	0,45
6		2949,5-2951,0	0,83
7	1008 COZIA	2634,0-2634,5	2,11

Economia de spaţiu grafic şi de timp, dorinţa de a nu repeta ce s-a menţionat în detaliu în lucrările [16 ; 17 ; 18] ne îndeamnă să solicităm cititorul să parcurgă împreună cu noi paralelizarea şi compararea tabelelor şi figurilor din lucrările menţionate.

Paralelizînd difractogramele de raze X, din figura 1 a prezentei lucrări, cu cele din figura 3 a lucrării [16], se poate menţiona nu numai prezenţa reţelelor cristaline indicate în tabelul 1 al lucrării [16], ci şi gradul mai puţin diferenţiat, de participare a mineralelor, în probele de la Căciulata—Cozia faţă de cele din partea nordică a batolitului de la Balş [16].

Analiza [7] difractogramelor de raze X de la Căciulata—Cozia mai aduce în plus, faţă de mineralele din partea nordică a batolitului de la Balş, următoarele reţele cristaline : în grupa silicaţilor hidrataţi reţeaua sauconit cu formula chimico-mineralogică Zn—Mg—Fe—Al—SiO·$\cdot H_2O$, parametrii de difracţie $d/n:I$ de la 16,6/100 ; 8,33/100 şi 4,6/100 ; dintre ionosilicaţi [10], prezent este tobermoritul xCaO $(SiO_2)_4 \cdot H_2O$ indicat de parametrii de difracţie 11,2/100 ; 3,1/90 şi 2,98/70 ; la hidromice îşi adaugă prezenţa stilpnomelanul (OH)—Ca—Fe—Mg—Al—SiO. 13 H_2O cu parametrii 11,9/100 ; 4,04/50 ; 3,03/40 şi hidrobiotitul cu parametrii 25,3/100 ; 12,4/100 şi 3,53/100.

În plus, ceea ce „nu s-a observat şi indicat" în partea nordică a batolitului de la Balş [16], la Căciulata—Cozia şi-a făcut apariţia şi arseniatul [7 ; 10] liskeardit $(AlFe)_2AsO_4(OH)_6 \cdot 5H_2O$, cu parametrii 17,6/100 ; 3,33/100 şi 8,65/80.

Similaritatea roentgenostructurală, observată de noi pentru probele analizate în această lucrare, ne permite să menţionăm, pe de o parte

Tabelul 2

Analiza chimico-spectrală de emisie a probelor globale

Nr.crt.al probei	Si λ=2577,1Å	Al λ=2669,2Å	Mg λ=2915,5 Å	Ca λ=2721,6 Å	Fe λ=2636,5Å	Mn λ=2933,1 Å	Na λ=3303,0 Å	K λ=3217,0 Å	Li λ=3232,6 Å	V λ=3185,4 Å	Ni λ=3012,0 Å	Cr λ=2843,3 Å	Co λ=3465,8 Å	Mo λ=3132,6 Å	Be λ=3130,4 Å	Ga λ=2943,6 Å	Sr λ=3464,5 Å	Zn λ=2608,6 Å	Zr λ=3438,2 Å	Pb λ=2614,2 Å	Cu λ=3274,0 Å	Rh λ=3434,9 Å	Ba λ=3071,5 Å	Re λ=3460,5 Å	Nb λ=3130,8 Å	Ti λ=3186,5 Å	Ag λ=3280,7 Å	Ta λ=2933,5 Å	Hf λ=3072,9 Å
	PARAMETRUL													SPECTRAL										$I_t - I_f$					
1	6,2	4,9	4,8	6,2	4,2	12,6	17,3	13,7	1,6	13,4	2,3	5,6	5,1	3,7	3,1	7,4	5	4	7	2,1	17,3	1,5	3,5	5,1	10,6	14,6	1,1	6,6	14,6
2	6,7	4,8	0,7	2,4	1,8	10,1	17,7	12,5	0,9	5,7	-	1,7	-	1,3	2	10,8	6,7	4,6	3,6	3,8	18,4	0,9	4,9	2,3	4,5	17,1	1,2	2,9	12,8
3	7,2	4,2	1,7	9,6	2,7	13,2	18,2	11,5	-	12,8	0,7	3,5	2,2	1,4	1,5	6,9	4,5	5	6,6	3,6	17,9	0,8	5,7	5,2	6,1	16,8	2,1	3,7	13,9
4	7,7	4,6	2,1	5,7	3	4,3	18,5	14,5	-	13,1	1,2	4,2	2,9	2	1,7	7,5	5,1	5,1	5,2	3,3	18,8	0,9	6,7	5,5	10,3	17,4	5,5	7,5	16
5	7,5	4	3,3	6,6	2,1	1,6	18,8	11,5	0,9	10,5	1,4	3,9	2,2	1,7	0,7	8,3	5,6	5,8	2,7	4	19	0,7	7,1	3,1	3,8	17,5	1,8	2,7	13,4
6	7,9	3,5	2,2	8,4	2,3	10,9	18,9	11,6	0,8	11,5	1	2,8	2,5	1,9	1,5	7,6	5,2	5,5	4,7	3,7	19	1,2	7,5	2,9	5	17,6	0,7	3,1	14
7	8,2	3,6	5,4	4,1	3,6	15,1	19,2	15,3	0,9	14,9	1,5	6	4,9	3,3	1	8,1	5,7	5,1	5,1	2,6	18,9	1,4	6,3	6	8,3	17,4	0,5	5,8	16,4
%	30	30	10	10	10	0,1-0,3	0,1-0,3	0,3-1,0	0,1	0,03	0,01	0,003-0,01	0,03	0,001	0,001	0,001-0,003	0,3	0,001-0,003	0,003-0,01	0,3	0,003	0,01	0,3	0,003-0,01	0,01	0,03	0,001	0,3	0,03

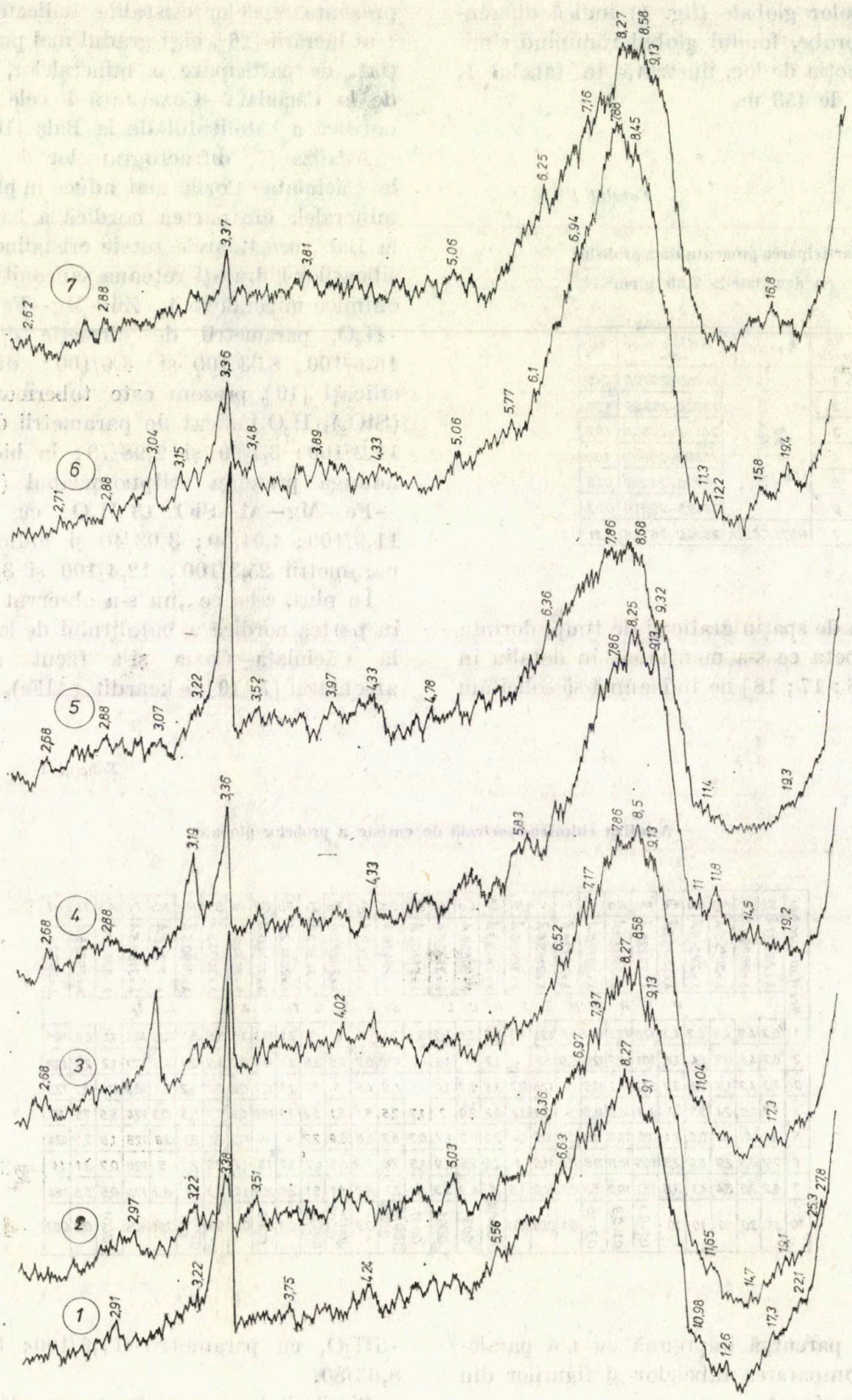


Fig. 1. Difractograme de raze X ale probelor globale.

Tabelul 3

Analiza chimico-spectrală de emisie a probelor „grele"

PROBA NR.		U	Th	Bi	Pb	Os	Re	Sm	Nd	Ce	La	Ba	Sn	In	Sr	Rb	Ca	K	Gd	Ta	Hf	Cs	Te	Cd	Ag	Rh	Mo	Nb	Zr	As	Ga	Zn	Cu	Ni	Co	Fe	Mn	Cr	V	Ti	P	Si	Al	Mg	Na	B	Be	Li	$i_c - i_f$
		P				A		R		A		M		E		T		R		U		L		S		P		E		C		T		R		A		L											
	λ=	4246,3 Å	4391,1 Å	3397,2 Å	3683,5 Å	3301,5 Å	3460,5 Å	4424,3 Å	4303,7 Å	4222,6 Å	4333,7 Å	3501,1 Å	4524,7 Å	4311,3 Å	3464,5 Å	4201,8 Å	3474,8 Å	4047,2 Å	3646,2 Å	4557,9 Å	3072,9 Å	4555,4 Å	2385,8 Å	3403,6 Å	3280,7 Å	3434,9 Å	3170,4 Å	4337,7 Å	4239,3 Å	2349,8 Å	2943,6 Å	3345,0 Å	3276,0 Å	3414,8 Å	3453,5 Å	4267,8 Å	3267,7 Å	4254,4 Å	4379,2 Å	4465,0 Å	4276,9 Å	2577,1 Å	3944,0 Å	3329,9 Å	3303,0 Å	2496,8 Å	3321,3 Å	3232,5 Å	
1		2,3	2,4	1,4	5,8	3,3	17,8	1,9	1,7	1,6	3,6	7,7	2,8	3	7,9	18,3	6,6	14	11,2	1,6	8,2	15,3	0,4	0,5	8	2,3	0,6	13,1	4,3	0,3	10,1	6,2	11	13	8,1	4	10,2	21	12,9	18,2	14	3,6	∞	12,5	9,9	2,7	0,4	4
2		2,6	2,2	1,2	3,7	3,7	17,6	1,2	1,2	0,8	1,7	6,2	0,7	1,9	9,1	17	8,5	10,9	6,1	1,3	16,4	8,4	1	0,9	13,3	1,5	1,3	10,8	5	1,2	14,9	6	10,9	7,6	4,7	3	10,2	2,5	10,5	23	8,8	4,2	∞	1,6	24,6	9,4	3	0,6	5,4
3		2	1,6	0,8	7,9	3	18,7	1,1	1,6	1,8	3,8	6,7	1	2,1	6,7	17,9	7,3	11,5	10,4	1,2	15,2	14,8	0,5	0,7	13,2	1,4	0,8	13,9	5,5	1,7	10,8	8,5	9,9	13,5	6,8	3	11,5	21,9	11,5	17,8	8,8	4,2	∞	1,6	21,9	11,5	17,8	3,3	0,6
4		2,5	2,3	1	11,2	4	19,3	1,2	2,3	2,2	5	6,9	1,3	2,8	8,9	17,9	7,6	12,1	10	1,7	15,8	15,3	0,8	0,8	15,6	1,6	0,9	14,4	5,5	1	12,3	6,1	11,6	13,3	8	4,4	12,6	21,9	13	19,4	14	5,5	∞	1,9	13,7	10,1	3,3	0,6	5,4
5		1	1,4	1,3	8,2	2,4	16,2	1,5	1,4	1,9	5,8	7,5	1,7	3,9	5,5	18,9	5,1	16,4	12,9	1,6	12	17,9	0,4	0,6	15,6	2,5	0,7	15,4	13,3	0,5	10,5	10,8	13,6	10,5	4,6	1,8	10,5	22,3	12,5	20,5	13	4	∞	14	11,6	8,3	2,9	-	5,5
6		2,2	1,8	-	4	3,7	17,6	0,7	0,9	-	0,7	5	0,7	1,3	4,3	16,4	7,6	9,1	6,5	1,4	17,3	11,8	0,7	-	10,5	0,9	1	11,6	1	14	13,7	5,6	12,6	15,6	9,3	4,2	14,1	22,3	10,9	17,8	5,4	8,3	∞	24	15,6	8,1	4,7	0,6	-
7		1,6	1,7	-	6,3	3,3	18,4	1,6	2,2	1,7	5,1	5,7	1,4	3	7,4	17,7	7,9	12,5	9,2	1,8	13,9	18,6	0,6	1,7	16,5	1,4	1	14,3	5,8	0,7	11,2	6,8	11,7	11,2	6,3	2,7	12,9	22,7	18,7	19,8	14	6,7	∞	1,8	13	9,3	8,6	-	5,6

că probele aparţin categoriei pegmatitelor complexe [18; 22], iar, pe de altă parte, că între magma din partea nordică a batolitului de la Balş şi cea de la Căciulata—Cozia există o accentuată similaritate structurală.

Analiza detaliată a difractogramelor [1; 7; 11] din figura 1, pe fondul similarităţii structurale globale anterior menţionate, prezenţa în domeniul 5,2 — 6,3 Å a „unor pikuri" care, după [7], aparţin mineralelor grele ne-au determinat să separăm fracţiile grele, al căror grad de participare este indicat în ultima coloană a tabelului 1. Din comparaţia datelor tabelului 1 cu datele tabelului 2 din lucrarea [16] se poate admite că este o similaritate şi în ce priveşte participarea mineralelor grele. De aceea a apărut necesară cercetarea detaliată roentgenostructurală a fracţiilor grele — difractogramele din figura 2. Paralelizînd aceste difractograme cu cele din figura 4 din lucrarea [16], se poate observa prezenţa unei similarităţi; nuanţările nu ar schimba fondul problemei, pentru că reţelele cristaline menţionate în tabelul 3 al lucrării [16] se regăsesc şi în difractogramele $1a$—$7a$ din figura 2. Cu excepţia difractogramei $1a$, din care rezultă că preponderenţa este de partea reţelelor cu pikurile la 12,6 Å; 11,3 Å şi 10,3 Å, adică a reţelelor cu formula chimico-mineralogică: $Nd_2UO_2(SeO_3)_2$ şi/sau $(UO_2UO_3)_3(MoO_3)_5 \cdot 3H_2O$, a $U(HPO_4)_2 \cdot 4H_2O$ şi a $Nd_2UO_2(SeO_3)_2$, pentru celelalte difractograme ($2a$—$7a$) preponderenţa este de partea pikurilor domeniului 5,22 — 5,24 Å, adică a reţelelor $UP_2O_7 \cdot 6H_2O$, $UO_4 \cdot 2H_2O$ şi $UC_4O_8 \cdot 2H_2O$. Nuanţările amintite, precum şi cele mai puţin semnificative puse în evidenţă de analiza de detaliu a difractogramelor prezentei lucrări şi a lucrării [16] nu schimbă fondul problemei, de unde se poate menţiona că şi prin prisma reţelelor cristaline „grele" la Căciulata—Cozia există o aceeaşi stare de „uniformitate" întîlnită la probele globale şi o prezenţă similară a celor treizeci de minerale grele întîlnite şi în partea nordică a batolitului de la Balş.

Din observarea formulelor chimico-mineralogice se poate reţine prezenţa a foarte numeroase elemente chimice, din care un procent însemnat aparţine seriei radioactive. În scopul cunoaşterii detaliate, folosind spectrograful de emisie cu reţea plană Zeiss P.G.S.2 şi indicaţiile

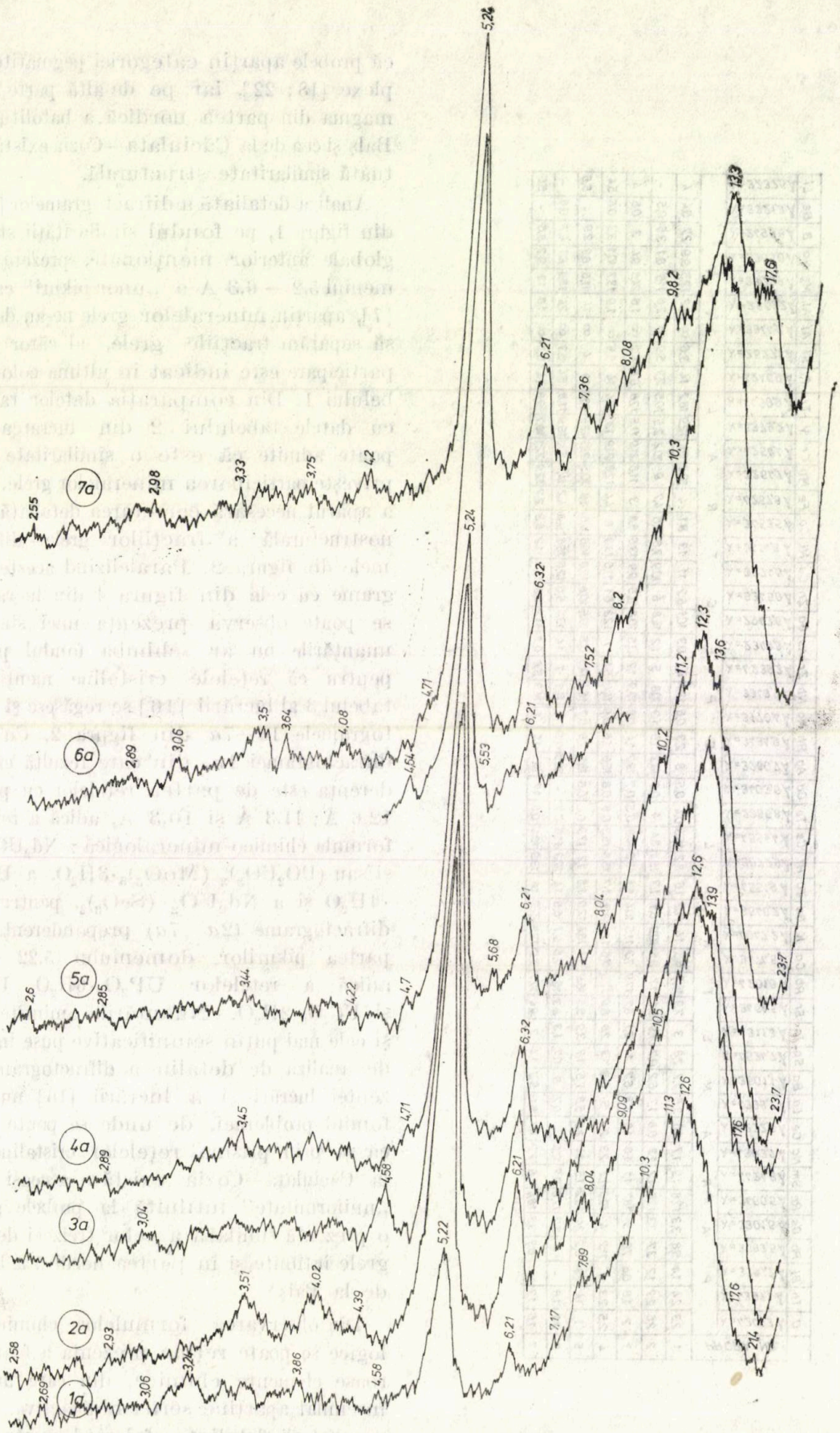


Fig. 2. Difractograme de raze X ale fracțiilor grele.

literaturii de specialitate [2; 9; 15], au fost identificate elementele chimice prezentate în tabelul 2, pentru probele „globale" și pentru probele „grele" elementele menționate în tabelul 3.

Studiul tabelului 2 complementează datele analizelor difractogramelor de raze X din figura 1, datele tabelului 1 din lucrarea [16] resubliniind, prin participarea elementelor chimice, că probele se integrează în categoria pegmatitelor complexe.

Cu multă atenție s-au analizat chimico-spectral fracțiile „grele", putîndu-se identifica cele 48 de elemente chimice indicate în tabelul 3. Paralelizînd datele din tabelul 3 cu datele tabelului 5 din lucrarea [16], se poate constata o similaritate structurală a celor două magme ce au generat pegmatitele de la Căciulata—Cozia și pe cele din zona Balș—Mogoșești. Sînt unele nuanțări: în zona Căciulata—Cozia se află mai puțin sulfatît după analiza roentgenostructurală, cît și după cea chimico-spectrală, de asemenea lipsesc Pt și Ru, iar lipsa C-lui în tabelul 3 se datorează nedeterminării lui din lipsa cantității de fracții grele necesare metodologiei determinării carbonului [16; 17] (după metodologia separării fracțiilor grele trebuia introdusă o cantitate mai mare de probă mojarată). În zona Căciulata—Cozia s-au determinat în plus Bi, Hf, Cd, Gd, care s-ar putea să ne fi „scăpat" la determinările din zona Balș—Mogoșești.

Din tabelele 2 și 3 se poate reține participarea foarte ridicată a Al, secundată de Si. Aceste două elemente chimice determină, din punct de vedere geochimic [16; 17; 18; 22], condițiile unei participări clare a biotitului, așa cum pun în evidență difractogramele de raze X din figurile 1 și 2. Situația aceasta a fost ilustrată în lucrarea [18], în figura 4, pentru zona nordică a batolitului de la Balș și această situație este similară și pentru pegmatitele din zona Căciulata—Cozia.

Paralelizînd participarea sistemului albit-anortit-ortoclaz în cele două zone pe care le analizăm, regăsim ideile prezentate în jurul diagramei din figura 5 a lucrării [18].

Atît prin prisma participării rețelelor cristaline de participare ridicată, cît și a celor de participare redusă, după participarea similară a elementelor chimice și îndeosebi a celor radioactive, se poate reține o strînsă similitudine în crearea zonei nordice a batolitului de la Balș și cea a zonei Căciulata—Cozia.

Din paralelizarea datelor de cercetare din cele două zone, aflate la distanță de 90 km, regăsim cîteva idei fundamentale:

— rolul compoziției chimice a magmei, alcătuirea ei structurală;

— rolul similarității structurale, care generează aranjamentul ionic al elementelor în crearea compoziției chimico-mineralogice a pegmatitelor analizate;

— rolul nivelului energetic: temperatura, presiunea și cvasiconstanța volumului incintei de cristalizare;

— rolul stabilității structurale a elementelor chimice de-a lungul timpului geologic, adică funcția radioactivității lor, pentru că această dezintegrare a nucleelor a generat continua mișcare a materiei.

Asupra acestui ultim rol am vrea să insistăm puțin, folosind datele cercetării probelor minerale din cele două zone [16; 17; 18] și considerentele teoretice ale fizicii nucleare [3; 19].

Tabelul 4

Parametrii structurali ai unor elemente chimice

Elementul chimic	Starea de Clark, în ppm	Izotopul radioactiv (mamă)	Conținutul izotopului radioactiv în amestecul natural, %	Radiațiile iraosformare	Izotopul stabil (fiică)	Durata medie de viață a izotopului radioactiv (mamă), în ani
U	3–4	$_{92}U^{238}$	99,28	$\alpha+\beta$	$_{82}Pb^{206}$	$6,5 \cdot 10^9$
		$_{92}U^{235}$	0,714	$7\alpha+4\beta$	$_{82}Pb^{207}$	$1,03 \cdot 10^9$
Th	10–15	$_{90}Th^{232}$	100	$6\alpha+4\beta$	$_{82}Pb^{208}$	$2,0 \cdot 10^{10}$
Re	0,05	$_{75}Re^{187}$	62,93	β	$_{76}Os^{187}$	$3,917 \cdot 10^{11}$
Lu	0,75	$_{71}Lu^{176}$	2,6	β	$_{72}Hf^{176}$	$3,24 \cdot 10^{10}$
Sm	6,5	$_{62}Sm^{147}$	15,07	2α	$_{60}Nd^{143}$	$9,04 \cdot 10^{11}$
Nd	24	$_{60}Nd^{150}$	5,6	β	$_{61}Pm^{150}$	$6,74 \cdot 10^{10}$
La	18	$_{57}La^{138}$	0,089	β	$_{58}Ce^{138}$	$9,56 \cdot 10^{10}$
Rb	115	$_{37}Rb^{87}$	28,3	β	$_{38}Sr^{87}$	$8,3 \cdot 10^{10}$
K	2,59	$_{19}K^{40}$	0,0122	β	$_{20}Ca^{40}$	$1,533 \cdot 10^9$

1) În procente.

Așa cum arată experiența, legăturile chimice ale atomului care suferă transformări nucleare, aproape totdeauna se rup, atît în cazul reacției nucleare, cît și în cazul transformărilor α, β, γ și K ale elementelor radioactive, așa cum se ilustrează în tabelul 4. Elementul radioactiv nou format apare, în procesul transformării nucleare, la început în stare liberă sau în unire cu o parte a atomilor cu care a fost legat elementul-mamă în compusul de la care s-a plecat [5; 12; 18; 23].

Dacă produsele de dezintegrare se păstrează în minerale, cazul transformărilor la $V = ct.$, avem de-a face cu așa-numitul echilibru radioactiv. Dacă V nu rămîne constant, apare dezechilibrul radioactiv care influențează problematicile prospectării radioactive, determinarea vîrstei absolute a rocilor ș.a. [5; 6; 12; 13; 14; 20; 23].

Trei din capetele de serii (familii) radioactive naturale U^{238}, Th^{232} și U^{235}, mai răspîndite în scoarța terestră [2; 5; 6; 13; 20], tabelul 4, au o perioadă de înjumătățire atît de mare și, în consecință, o durată medie de viață atît de mare [23], încît ele s-au putut afla în magma sau soluțiile din momentul formării mineralelor și, prin urmare, au putut intra în rețelele

cristaline ale mineralelor primare, întîlnite în prezenta lucrare și în lucrările [16; 17].

Toate celelalte elemente radioactive, formate din principalele trei anterior menționate, posedă perioade de înjumătățire sau durate medii de viață mai reduse, prin comparație cu scara timpului geologic [6; 20] și, prin urmare, atomii lor, care se află în minerale și roci la momentul actual, s-au transformat deja după formarea lor. Elementele radioactive transformate se deosebesc prin proprietățile lor cristalochimice de generatorii de serii. Elementele radioactive, îndeosebi cele asociate cu eliberarea din nucleu a α-particulelor, pot „împinge" atomul nou format din vechiul loc deținut de predecesorul lui în rețeaua cristalină. Urmarea logică a acestei situații este faptul că forma posibilă a prezenței elementelor radioactive în minerale și roci este următoarea: atomii elementelor capetelor de serii intră în rețelele cristaline ale mineralelor primare, în timp ce atomii produselor de dezintegrare se vor aduna în defectele de diferite ordine ale rețelelor cristaline [8] și în spațiile interplanare nehidratate sau hidratate ale rețelelor cristaline [5; 12; 23] identificate în prezenta lucrare și în lucrările [16; 17; 18].

● Uraniul este un element chimic tipic litofil. Mineralele de uraniu reprezintă, în principal, compuși oxidici, dar apar și combinații cu sulful, cu carbonul, cu fosforul ș.a., cum ilustrează datele din tabelul 3 și din tabelele lucrărilor [16; 17; 18]. Polivalența uraniului este generată de particularitățile structurale ale învelișurilor sale electronice, care generează dualismul naturii sale chimice. În stare tetravalentă se asociază elementelor chimice din grupa pămînturilor rare, în stare hexavalentă de elementele din grupele V și VI. Uraniul tetravalent, prin raza sa ionică $\rho = 1{,}05$ Å, se apropie și de Ca^{2+}, care are $\rho = 1{,}06$ Å, și de aceea poate intra și în rețelele cristaline ale mineralelor cu calciu, așa cum se observă și în zona batolitului Leu—Balș—Mogoșești și în prezenta lucrare.

● Thoriul apare în natură cu o valență stabilă egală cu 4, prezintă o rază ionică $\rho = 1{,}10$ Å și un potențial ionic $\pi = 3{,}636$ și datorită alcătuirii sale structurale formează în minerale amestecuri izomorfe cu uraniul, cu pămînturile rare, cu tantalul, niobiul, titanul, așa cum se poate observa în prezenta lucrare și în lucrările [16; 17; 18]. Tot datorită alcătuirii sale structurale compușii thoriului sînt stabili în mediu oxidant, pentru care fapt în procesele de migrație thoriul se comportă distinct față de uraniu. În scoarța terestră thoriul se găsește în cantități mult mai mari decît uraniul (tab. 4).

Deosebite probleme geochimice și fizice prezintă și celelalte elemente chimice menționate în tabelul 4.

Spațiul grafic rezervat prezentei lucrări nu ne permite să menționăm decît problematica timpului geologic, cînd s-au format pegmatitele complexe pe care le-am analizat în prezenta lucrare și în lucrarea [16].

După cum este cunoscut, constanta de dezintegrare radioactivă λ indică ce parte din numărul total al atomilor elementului radioactiv se dezintegrează într-o secundă. Cu cît este mai mare λ, cu atît mai repede se dezintegrează elementul. În această situație viteza de dezintegrare nu rămîne invariabilă pe tot parcursul dezintegrării, ci prin trecerea timpului ea scade, deoarece cantitatea atomilor care se dezintegrează, în fiecare moment dat, este proporțională cu cantitatea atomilor aflați în sistem.

Parametrul invers constantei de dezintegrare este denumit durată medie de viață a elementului radioactiv [23]. Folosind mărimile indicate în lucrarea [13] pentru elementele chimice și respectivii izotopi naturali indicați în tabelul 4, s-a determinat durata medie de viață a respectivilor izotopi radioactivi-mamă, care au generat izotopii stabili-fiică.

Ținînd seama de starea de clark, după lucrarea [2], de conținutul izotopului radioactiv în amestecul natural, după lucrarea [13], s-a apreciat că există posibilitatea ca în elementele chimice indicate în tabelul 3 să participe cuplurile mamă-fiică menționate în tabelul 4.

Tabelul 5

Parametrii structurali ai unor elemente chimice

Elementul chimic	Starea de Clark, în ppm	Izotopul radioactiv (mamă)	Conținutul izotopului în amestecul natural, %	Durata medie de viață a izotopului radioactiv (mamă), în ani
Bi	0,2	$_{83}Bi^{209}$	100	$3{,}64 \cdot 10^{16}$
Te	0,002	$_{52}Te^{130}$	34,11	$1{,}888 \cdot 10^{21}$
Sn	2	$_{50}Sn^{124}$	6,11	$4{,}06 \cdot 10^{16}$
In	0,11	$_{49}In^{113}$	4,23	$1{,}482 \cdot 10^{15}$
		$_{49}In^{115}$	95,77	$0{,}801 \cdot 10^{15}$
Zr	156	$_{40}Zr^{96}$	2,8	$8{,}37 \cdot 10^{16}$
Ca	3,63 [1]	$_{20}Ca^{48}$	0,179	$2{,}7 \cdot 10^{15}$

[1] În procente.

Cu duratele medii de viață indicate în tabelul 4 pegmatitele complexe analizate de noi ale seriei de Lotru justifică datarea proterozoic-inferior-arhaic făcută în lucrarea [4].

Admițînd datele furnizate mai jos de lucrările [6; 20] că vîrsta Terrei este de $4{,}57 \cdot 10^9$ ani, că începutul diferențierii crustei de manta a avut loc acum $3{,}7 \cdot 10^9$ ani și că sfîrșitul diferențierii crustei de manta reprezintă $2{,}5 \cdot 10^9$ ani, datele din tabelul 4 ilustrează singure timpul geologic al genezei pegmatitelor complexe analizate din seria de Lotru și pe cele din zona nordică a batolitului de la Balș [16].

Urmărind aceeași schemă logică prezentată anterior, ținînd seama de elementele chimice pe care analiza noastră chimico-spectrală, redată în tabelul 3, le-a pus în evidență, din care elemente s-au detașat cele indicate în tabelul 5, luînd în considerație ideea duratei medii de viață a izotopilor radioactivi, ar rezulta că [14] izotopii radioactivi (mamă) indicați nu au avut timpul necesar, pe Terra, pentru crearea izotopilor stabili (fiică).

Bibliografie

[1] Agarwal, B. K. *X-ray Spectroscopy*. Springer-Verlag, New York, 1979.

[2] Ahrens, L. H., Taylor, S. R. *Spectrochemical analysis*. II-nd edition. Addison-Wesley, Publ. Co. London, 1961.

[3] Blatt, J. M., Weisskopf, V. F. *Theoretical Nuclear Physics*. Izd. Inostr. literaturi, Moskva, 1954.

[4] Codarcea Dessila Marcela *La division des massifs cristallophyliens préalpins des Carpates roumaines*. Rev. roum. de Géol., Géogr., Géophys. Série de Géologie, 11, 1, București, 1967.

[5] Dancev, V. I., Lapinskaia, T. A., Iakjin, A. A. *Zăcăminte de minereuri radioactive și cercetarea lor*. Ed. tehnică, București, 1971.

[6] Dodson, M. H. *Archaean Geochronology*. In Lectures in Isotope Geology. Springer-Verlag, New York, 1979.

[7] * * * *Index to the powder diffraction file*. A.S.T.M. Philadelphia, 1966.

[8] Kitaigorodsky, A. I. *Order and disorder in the world of atoms*. Mir Publishers, Moscow, 1980.

[9] Kler, M. M. *Polukolicestvenli spektralnli analiz mineralnovo sîria*. Izd. Leningradskovo Universiteta, 1960.

[10] Mastacan, Gh. *Mineralogie*. Ed. tehnică, București, 1976.

[11] Mirkin, L. I. *Roentgenostrukturnîi analiz*. Izd. Nauka, Moskva, 1976.

[12] Naumov, G. B. *Geochimia prirodnîh soedinenii urana*. In Himia urana. Izd. Nauka, Moskva, 1981.

[13] Nesmeianov, A. N., Lapișkii, A. V., Rudenko, N. P. *Polucenie radioaktivnîh izotopov*. Gosthimizdat, Moskva, 1954.

[14] Oraevskii, B. N. *Plazma na zemle i v kosmose*. Izd. Naukova dumka, Kiev, 1980.

[15] Pîrcălăbescu, D. I. *Determinarea compoziției chimice a mediului solid din neogenul structurii petrolifere Moreni-Gura Ocniței*. Chimie analitică, **2**, nr. 3, 1972.

[16] Pârcălăbescu, D. I., Nistor, I. *Cercetări roentgenostructurale și chimico-spectrale asupra unor carote din zona nordică a batolitului de la Bals*. Mine, Petrol și Gaze, **35**, nr. 10, 1984.

[17] Pârcălăbescu, D. I. Nistor, I. *Cercetări roentgenostructurale și chimico-spectrale asupra unor carote extrase din zona sudică a batolitului de la Bolș*. Mine, Petrol și Gaze, **35**, nr. 11, 1984.

[18] Pârcălăbescu, D. I., Nistor, I. *Considerații petrologice în legătură cu formarea pegmatitelor din batolitul Leu—Bals—Mogoșești*. Mine, Petrol și Gaze, **36**, nr. 6, 1985.

[19] Rabobolskaia, I. V. *Iadernaia fizika*. Izd. Maskovskovo Universiteta, 1981.

[20] Tilton, G. R., Davis, G. L. *Geochronology*. In Researches in Geochemistry. John Wiley, New York, 1959.

[21] Trifulescu, M., Nedelcu, V., Andrei, A. *Raport asupra prospecțiunilor geologice pentru minereuri neferoase în munții Căpățînei (1965—1966)* Com. Stat. Geol. Arh. Inst. Geol. București.

[22] Turner, F. J., Verhoogen, J. *Petrologia magmatică și metamorfică*, Ed. tehnică, București, 1967.

[23] Zverev, V. L., Tokarev, A. N., Tîminskii, V. M., Svet, M. *Radioizotopnaia gheohimia*. Izd. Nedra, Moskva, 1980.

Studiul analitic al schimbului ionic din mineralele argiloase în prezența apelor de zăcămînt și a apelor de injecție

Șef. lucr. dr. chim. **Floarea Manea**
prof. dr. ing. **I. D. Pârcălăbescu**, asist. ing. **I. Nistor**
Institutul de Petrol și Gaze Ploiești

Pentru elucidarea unor probleme legate de tehnologia exploatării zăcămintelor de hidrocarburi, un deosebit interes îl prezintă fenomenul interacției fluidelor de tip ape de injecție și ape de zăcămînt cu mediile solide pe care le străbat. Autorii lucrării își propun să studieze, din punct de vedere analitic, schimbul de ioni ce are loc la interfața solid-lichid.

Apa de zăcămînt nu realizează schimb ionic cu elementele din mineralele argiloase din zona de exploatare, deoarece echilibrul ionic este desăvîrșit, ca urmare a îndelungatului contact între mediul solid și cel fluid. Apa de injecție are compoziție variabilă și poate fi modelată la suprafață înainte de pompare. Cînd în procesul de exploatare a zăcămintelor apa de injecție întîlnește minerale argiloase cu compoziție chimică diferită, atunci procesul de schimb ionic are loc, conducînd la modificarea compoziției chimice atît a fluidului, cît și a mediului solid.

Ca metodă de lucru, pentru a investiga practic procesul de schimb ionic al elementelor din mineralele argiloase cu apele de injecție și zăcămînt, am utilizat ca mediu solid argila roșie de Breaza și bentonita cenușie de Gurasada și ape de zăcămînt extrase din zona Brăgăreasa și zona Oprișenești. Aceste ape de zăcămînt aparțin etajului geologic cretacic, respectiv meoțian, și sînt ape de tip bicarbonat de sodiu.

Folosind aceleași argile, s-a studiat și schimbul ionic în prezența apelor de injecție utilizate la sondele respective pentru îmbunătățirea factorului de recuperare a țițeiului din zăcămintele zonei amintite. Compoziția chimică a apelor de zăcământ și injecție este redată în tabelul 1.

Deoarece aceste ape au un conținut mai mare în ioni de potasiu, sodiu, magneziu și calciu, a fost urmărit în special schimbul pe care-l efectuează acești ioni cu elementele minerale-lor argiloase.

Pentru evaluarea cantitativă a procesului de schimb ionic în prezența apelor de zăcământ și a apelor de injecție cu mineralele argiloase, s-au calculat unele mărimi fizico-chimice.

Analiza chimică a apelor care au realizat chimbul ionic cu elementele argiloase stabi-
s
leşte mecanismul care determină reținerea unui anumit ion în mediul solid sau în soluție.

Din datele prezentate în tabelul 2, se poate observa că argilele reţin preferenţial un anumit cation şi acest fenomen depinde atît de natura elementului schimbat, cît şi de concentraţia acestuia în fluidul care interacţionează în faza solidă.

Astfel s-a calculat raportul ionic A_{aq}/A_s (raportul concentraţie ion în soluţie şi în fază solidă) pentru fiecare tip de argilă folosită ca schimbător şi fiecare tip de apă ca fluid, în prezenţa căruia are loc schimbul ionic (tab. 3). Este mai greu, în acest caz, să se poată evalua constanta de echilibru şi entalpia liberă standard pentru o reacţie de schimb ionic [2], căci variaţia concentraţiei celorlalţi ioni,

Tabelul 1

Compoziţia chimică a unor ape de zăcământ şi ape de injecţie

Nr. crt.	Tip apă	Etaj geologic	Compoziţie ionică în meq/l								
			K^+	Na^+	Mg^{2+}	Ca^{2+}	Σ cationi	Cl^-	SO_4^{2-}	HCO_3^-	Σ anioni
1	Apă zăcământ Brăgăreasa	Cretacic	3,4	203,2	9	8	223,6	195	0,08	10	205,08
2	Apă zăcământ Oprişeneşti	Meoţian	9,15	490,3	22,8	7,2	529,45	415	0,22	14	429,22
3	Apă injecţie Brăgăreasa	Cretacic	12,16	338,7	10,39	4,8	372,05	300	0,1	12	312,1
4	Apă injecţie Oprişeneşti	Meoţian	5,74	312,8	12,8	56,3	387,64	288	0,02	16	304,02

Tabelul 2

Compoziţia chimică a unor fluide naturale după schimbul ionic cu componentele mineralelor argiloase

Nr. crt.	Mediul fluid	Mediul solid	Elemente chimice meq/l									
			Na^+	K^+	Mg^{2+}	Ca^{2+}	Ba^{2+}	Fe^{2+}	Mn^{2+}	Li^+	Al^{3+}	Si^{4+}
1	Apă de zăcământ Brăgăreasa	Argila roşie	213,91	4,48	10,28	3,74	0,13	0,225	$2,9 \cdot 10^{-3}$	0,125	0,166	2,57
2		Bentonita cenuşie	260,87	5,128	6,64	24,95	0,16	0,45	$3,63 \cdot 10^{-3}$	0,71	0	3
3	Apă de zăcământ Oprişeneşti	Argila roşie	380,43	8,01	4,48	6,23	0,23	0,235	$7,27 \cdot 10^{-3}$	0,34	0	2,57
4		Bentonita cenuşie	489,13	8,33	15,89	17,46	0,218	0,90	$9 \cdot 10^{-3}$	0,26	0	0,38
5	Apă de injecţie Brăgăreasa	Argila roşie	319,56	5,77	6,16	3,74	0,146	0,53	$2,9 \cdot 10^{-3}$	0,25	0,20	0,71
6		Bentonita cenuşie	407,39	7,20	4,11	11,22	0,16	0,30	$4,54 \cdot 10^{-3}$	0,25	0	3,57
7	Apă de injecţie Oprişeneşti	Argila roşie	326,08	5,44	6,16	2,99	0,26	0,25	$1,45 \cdot 10^{-3}$	0,25	0	2,57
8		Bentonita cenuşie	353,26	6,41	6,16	24,95	0,146	0,22	$2,9 \cdot 10^{-3}$	0,25	0	2,78

Tabelul 3

Valorile raportului ionic A_{aq}/A_s la echilibru pentru procesul de schimb ionic al mineralelor argiloase cu apele de zăcămînt și apele de injecție

Raportul ionic A_{aq}/A_s	Apă de zăcămînt Brăgăreasa		Apă de zăcămînt Oprișenești		Apă de injecție Brăgăreasa		Apă de injecție Oprișenești	
	argilă roșie	bentonita cenușie	argila roșie	bentonita cenușie	argila roșie	bentonita cenușie	argila roșie	bentonita cenușie
Na^+_{aq}/Na^+_s	3,51	18,70	2,09	3,68	5,26	6,47	5,58	3,87
ΔNa^+_{aq}	−10,70	−57,66	109,87	1,17	−10,87	−68,7	−13,22	−40,4
K^+_{aq}/K^+_s	$3,3\cdot10^{-2}$	$30,5\cdot10^{-2}$	$5,8\cdot10^{-2}$	$43\cdot10^{-2}$	$4\cdot10^{-2}$	$30,6\cdot10^{-2}$	$3,9\cdot10^{-2}$	$35,9\cdot10^{-2}$
ΔK^+_{aq}	− 1,08	− 1,728	1,138	0,818	6,39	4,96	0,3	−0,67
$Mg^{2+}_{aq}Mg^{2+}_s$	$8,8\cdot10^{-2}$	$4,49\cdot10^{-2}$	$3,29\cdot10^{-2}$	$12,3\cdot10^{-2}$	$4,8\cdot10^{-2}$	$3,06\cdot10^{-2}$	$4,9\cdot10^{-2}$	$4,78\cdot10^{-2}$
ΔMg^{2+}_{aq}	− 1,28	3,36	18,32	6,91	10,24	12,29	6,64	6,64
Ca^{2+}_{aq}/Ca^{2+}_s	$17,18\cdot10^{-2}$	$64,3\cdot10^{-2}$	$33,7\cdot10^{-2}$	$38,4\cdot10^{-2}$	$20\cdot10^{-2}$	$22,7\cdot10^{-2}$	$16,8\cdot10^{-2}$	$73,46\cdot10^{-2}$
ΔCa^{2+}_{aq}	4,26	−16,95	0,97	−10,26	1,06	−6,42	0,21	−21,75

care apar în fluid, se datorește mai multor reacții de schimb și nu se poate stabili proporția cu care participă fiecare ion într-o reacție de schimb ionic.

Pentru calculul raportului ionic A_{aq}/A_s am folosit relația :

$$A_{aq}/A_s = \frac{A_{aq}}{A'_s + \Delta A_s}, \qquad (1)$$

unde :

A_{aq} este concentrația ionului considerat în mediul fluid la echilibru, exprimat în miliechivalent-gram/l ;

A'_s — concentrația ionului considerat în mediul solid natural, exprimat în meq/l ;

ΔA_s — diferența dintre concentrația ionului considerat în apa de zăcămînt sau de injecție înainte de schimbul ionic și concentrația ionului la echilibru în fază lichidă, exprimat în meq/l.

Din valoarea raportului ionic se poate stabili în ce măsură o specie ionică are afinitate mai mare pentru mediul solid sau lichid. Astfel, cu cît raportul este mai mare, cu atît există tendința ca ionul respectiv să părăsească mediul solid. Pentru stabilirea sensului de schimb pentru o anumită specie ionică se calculează mărimea ΔA_s, care reprezintă diferența dintre concentrația ionului în apa de zăcămînt sau de injecție înainte de schimbul ionic și concentrația aceleiași specii ionice la echilibrul reacției de schimb ionic.

Cînd această mărime are valoare negativă, sensul reacției de schimb ionic este din mediul solid către faza lichidă și pentru valori pozitive ale mărimii ΔA_s, sensul schimbului ionic este din faza lichidă spre mediul solid argilos.

Astfel se poate constata că ionul Ca^{2+} din constituția mineralelor cu proprietăți de schimb ionic prezente în bentonita cenușie părăsește mediul solid îmbogățind atît apele de zăcămînt, cît și cele de injecție, în timp ce argila roșie reține din soluție acest ion.

Ionul Mg^{2+}, deși are o hidratabilitate mai mare decît a celorlalți ioni, are afinitate pentru mediul solid. Raza efectivă a ionului Mg^{2+} în soluție, mai mică $r\ Mg^{2+} = 1{,}40$ Å [1] decît a ionilor de Na^+, K^+ și Ca^{2+}, permite pătrunderea acestuia în golurile rețelei aluminosilicaților.

Ionul K^+ este înlocuit din rețea numai cînd argilele realizează schimb cu apa de zăcămînt Brăgăreasa, care are un conținut mai scăzut în acest element.

Iată în ce măsură este influențat procesul de schimb ionic de concentrația ionului în fază lichidă.

Pentru ionul Na^+ se constată o migrare a acestuia din mediul solid în soluție, deși apele de zăcămînt și cele de injecție au un conținut mare de sodiu, comparativ cu celelalte elemente. Numai în cazul utilizării apei de zăcămînt Oprișenești sensul reacției de schimb a ionului Na^+ va fi din soluție spre mediul solid, care se datorește probabil concentrației foarte mari a ionului în apa de zăcămînt (tab. 1).

Pentru studiul analitic al schimbului ionic la interfața solid-fluid a fost folosită și metoda analizei spectrale de emisie. Rezultatele analizei semicantitative sînt prezentate în tabelele 4 și 5.

Din rezultatele prezentate în tabelele 3, 4 și 5 se poate constata că activitatea de schimb ionic a elementelor celor două argile este diferită în prezența acelorași ape de zăcămînt și de injecție. Astfel, la argila roșie se schimbă ionul Na^+ ($\lambda = 3302{,}9$ Å), precum și ionul K^+ ($\lambda = 3446{,}7$ Å) din structura mineralelor trecînd în soluție, deoarece intensitatea liniilor spectrale scade comparativ cu aceea a probei naturale [2]. În același timp, ionul Ca^{2+} ($\lambda = 3181{,}275$ Å) și ionul Mg^{2+} ($\lambda = 2915{,}52$ Å) trec din soluție în mediul solid, intensitatea liniilor relative ale spectrelor crește. Elementele Fe și Mn prezintă puțină mobilitate în argila roșie. Ionul Ba^{2+}, ca și ionii elementelor calciu și magneziu, prezintă o afinitate pentru mediul solid.

Tabelul 4

Analiza spectrală a probelor de argilă roşie de Breaza după schimbul ionic cu ape de zăcămînt şi ape de injecţie

Elemente chimice	Lungimea de undă în Å	Argilă naturală	Argilă + apă Zăc. B*	Argilă + apă Zăc. O**	Argilă + apă Inj. B***	Argilă + apă Inj. O****	Estimarea participării procentuale [3], %
		$I_t - I_f$	$I_t - I_f$	$I_t - I_f$	$I_t - I_f$	$I_t - I_f$	
Si	λ=2577,13	16,5	17,8	16,5	16,8	15,5	30
Al	λ=2567,99	23,2	24,6	22,2	22,3	19,7	1
Al	λ=3050,079	22,5	22,5	22,2	21,4	20,4	30
Na	λ=3302,9	22,4	21,8	21,8	20,4	18,8	1
Na	λ=2680,34	11,8	11	13,6	12,2	12,7	30
K	λ=3446,722	5	4,3	5,1	4,8	3,8	1
Ca	λ=2721,645	4,5	3,7	4,1	2,9	4,3	10
Ca	λ=3158,8	25,1	23,9	23,2	23,2	21,6	0,3
Ca	λ=3181,275	16	8,8	17	17	16,1	1
Mg	λ=2778,288	28	27,6	26,9	26	24,9	0,3
Mg	λ=2915,52	4,4	4,9	4,8	5,2	6,2	1
Fe	λ=2636,482	5,8	5,5	7,6	7,6	8	10
Fe	λ=2479,776	22,1	22,1	22,2	21,9	21,4	1
Mn	λ=2933	18,5	18,0	18,3	18,3	18,2	0,3
Ba	λ=3071,6	4	4,8	5,6	4,5	6,1	1
Li	λ=3232,61	1,9	1,9	2,2	2,3	1,8	1

Tabelul 5

Analiza spectrală a probelor de bentonită cenuşie de Gurasad după schimbul ionic cu ape de zăcămînt şi ape de injecţie

Elemente chimice	Lungimea de undă în Å	Bentonita naturală	Bentonita Apă Zăc. B*	Bentonita Apă Zăc. O**	Bentonita Apă Inj. B***	Bentonita Apă Inj. O****	Estimarea participării procentuale [3]
		$I_t - I_f$	$I_t - I_f$	$I_t - I_f$	$I_t - I_f$	$I_t - I_f$	
Si	λ=2577,13	13,3	19,1	19,4	19,4	19,3	30%
Al	λ=2567,99	13,8	25,7	27	25,6	24,7	1%
Al	λ=3050,079	13,2	23,8	22,8	22,9	22,8	30%
Na	λ=3302,9	24,6	24,5	22,7	23,8	22,4	1%
Na	λ=2680,34	7,6	7,4	5,1	8,1	8,1	30%
K	λ=3446,72	1,6	2,5	2,2	2,2	1,6	1%
Ca	λ=2721,54	6,9	9	6,1	7,4	10	10%
Ca	λ=3158,8	26,2	26,7	26,1	26,5	25,5	0,3%
Ca	λ=3181,27	25,6	22,1	21,5	21,8	20,8	1%
Mg	λ=2778,28	17,7	28,8	29	28,5	27,5	0,3
Mg	λ=2915,52	7,6	7,8	6,6	7,1	7	1%
Fe	λ=2636,48	4,8	3,6	2	3,9	3,5	3%
Fe	λ=2479,77	8,8	22,1	20,6	21,7	21,2	1%
Mn	λ=2933	10,5	8,8	7,7	9,1	7,7	0,3%
Ba	λ=3071,6	2,2	1,3	1,1	0,8	1,7	1%

* Zăc. B → apă de zăcămînt Brăgăreasa.
** Zăc. O → apă zăcămînt Oprişeneşti.
*** Inj. B → apă injecţie Brăgăreasa.
**** Inj. O → apă de injecţie Oprişeneşti.

În general, în argila roşie nu au loc fenomene de substituţie a elementelor siliciului şi aluminiului din reţea, cînd roca vine în contact cu apele de zăcămînt din zonele Brăgăreasa şi Oprişeneşti, precum şi cu apa de injecţie de la Brăgăreasa. În schimb, apa de injecţie de la Oprişeneşti, mai bogată în ion Ca^{2+} şi HCO_3^-, o apă mai dură, produce o îndepărtare a elementelor siliciu şi aluminiu din reţea, fenomen ce se reflectă în scăderea intensităţii relative a liniilor spectrale. Acest fenomen are loc şi pentru că argila roşie are un conţinut în calciu mai scăzut şi este posibil ca în prezenţa unui mediu fluid bogat în acest ion să aibă loc substituirea ionului Al_s^{3+} cu Ca_{aq}^{2+}.

Se pot stabili, în acest caz, cîteva din principalele reacţii de schimb ionic, care au loc:

$$2\,Na_s^+ + Ca_{aq}^{2+} \rightleftharpoons 2\,Na_{aq}^+ + Ca_s^{2+} \quad (2)$$

$$2\,Na_s^+ + Mg_{aq}^{2+} \rightleftharpoons 2Na_{aq}^+ + Mg_s^{2+} \quad (3)$$

$$2\,K_s^+ + Ca_{aq}^{2+} \rightleftharpoons 2\,K_{aq}^+ + Ca_s^{2+} \quad (4)$$

$$2\,K_s^+ + Mg_{aq}^{2+} \rightleftharpoons 2\,K_{aq}^+ + Mg_s^{2+} \quad (5)$$

$$2\,Na_s^+ + Ba_{aq}^{2+} \rightleftharpoons 2\,Na_{aq}^+ + Ba_s^{2+} \quad (6)$$

$$2\,K_s^+ + Ba_{aq}^{2+} \rightleftharpoons 2\,K_{aq}^+ + Ba_s^{2+} \quad (7)$$

În acest caz, al argilei roşii, se observă că mediul solid are o afinitate mai mare pentru ionii metalelor divalente.

În bentonita cenușie elementele din mineralele componente manifestă o afinitate mai mare pentru ionul Mg^{2+} ($\lambda = 2778{,}28$ Å), care pătrunde în rețea, în timp ce ionul Ca^{2+} ($\lambda = 3181{,}27$ Å) părăsește structura cristalină, trecînd în soluție. În același timp, în soluție trec și ionii Mn^{2+} ($\lambda = 2933$ Å) și Ba^{2+} ($\lambda = 3071$ Å), fenomen observat în spectrele de emisie ale probelor solide prin scăderea intensității relative a liniilor spectrale.

Cînd schimbătorul de ioni este reprezentat de elementele din mineralele componente ale bentonitei cenușii, atunci, dintre elementele sodiu și potasiu, cel care va prefera mediul solid va fi ionul K^+ ($\lambda = 3446$ Å), atîta timp cît concentrația ionului Na^+ în faza lichidă se menține la valoare ridicată.

Se constată că la o scădere a concentrației ionului Na^+ în soluție (apa de zăcămînt Brăgăreasa și apa de injecție Oprișenești) și ionul K^+ va părăsi mediul solid. Cînd concentrația ionului Na^+ în soluție devine prea mare, atunci și acest element va prefera mediul solid, cum se poate observa în cazul utilizării apei de zăcămînt Oprișenești.

Pentru elementele siliciu și aluminiu, componente fundamentale ale mineralelor argiloase, se observă că spectrele de emisie ale probelor care au efectuat schimbul ionic nu prezintă modificări din care ar rezulta scăderea concentrației acestor elemente în mediul solid. Deci scheletul aluminosilicic al mineralelor nu se modifică în procesul de schimb ionic cu apele de injecție și de zăcămînt utilizate.

În cazul schimbului ionic realizat de elementele mineralelor componente ale bentonitei cenușii, se pot stabili următoarele reacții de schimb ionic posibile :

$$Ca_s^{2+} + Mg_{aq}^{2+} \rightleftharpoons Ca_{aq}^{2+} + Mg_s^{2+} \quad (8)$$

$$Mn_s^{2+} + Mg_{aq}^{2+} \rightleftharpoons Mn_{aq}^{2+} + Mg_s^{2+} \quad (9)$$

$$Ba_s^{2+} + Mg_{aq}^{2+} \rightleftharpoons Ba_{aq}^{2+} + Mg_s^{2+} \quad (10)$$

$$Ca_s^{2+} + 2\,K_{aq}^{+} \rightleftharpoons Ca_{aq}^{2+} + 2\,K_s^{+} \quad (11)$$

$$Mn_s^{2+} + 2\,K_{aq}^{+} \rightleftharpoons Mn_{aq}^{2+} + 2\,K_s^{+} \quad (12)$$

$$Ba_s^{2+} + 2\,K_{aq}^{+} \rightleftharpoons Ba_{aq}^{2+} + 2\,K_s^{+} \quad (13)$$

$$2K_s^{+} + Mg_{aq}^{2+} \rightleftharpoons 2K_{aq}^{+} + Mg_s^{2+} \quad (14)$$

$$Ca_s^{2+} + 2Na_{aq}^{+} \rightleftharpoons Ca_{aq}^{2+} + 2Na_s^{+} \quad (15)$$

$$Mn_s^{2+} + 2Na_{aq}^{+} \rightleftharpoons Mn_{aq}^{2+} + 2Na_s^{+} \quad (16)$$

$$Ba_s^{2+} + 2Na_{aq}^{+} \rightleftharpoons Ba_{aq}^{2+} + 2Na_s^{+}. \quad (17)$$

Reacția (8) este posibilă numai cînd concentrația ionului Na^+ în soluție este mică, în timp ce reacțiile (9), (10), (11) sînt posibile cînd concentrația ionului Na^+ în soluție este mare.

Astfel se poate constata că nu este posibilă reacția de schimb $K_s^+ + Na_{aq}^+ \rightleftharpoons K_{aq}^+ + Na_s^+$ [18], deoarece ionul K^+ trece în soluție numai cînd concentrația ionului Na^+ în soluție este scăzută, iar ionul Na_{aq}^+ trece în structura cristalină a bentonitei numai cînd concentrația acestuia este mare.

Modificările chimico-structurale pe care apele de zăcămînt și apele de injecție le produc asupra argilelor studiate în procesul de schimb ionic sînt analizate prin difracția razelor X.

În figura 1 este reprezentată difractograma probei de argilă roșie după schimbul ionic cu apa de zăcămînt Brăgăreasa. Unele minerale identificate în proba de argilă roșie naturală își păstrează valoarea parametrului d/n și intensitatea reflexelor bazale, cum ar fi illitul : $d = 10$ Å și $d = 3{,}34$ Å, în timp ce cloritul poate fi regăsit la $d = 14{,}19$ Å, $d = 7{,}13$ Å, $d = 4{,}18$ Å, cu intensitatea reflexelor mai redusă.

Montmorillonitul —Na nu-și păstrează valoarea distanței reticulare ca urmare a schimbului ionic Na^+ cu alte specii ionice din apa de zăcămînt. Apar valori $d = 20{,}25$ Å, $d = 10$ Å, $d = 6{,}75$ Å, $d = 5{,}06$ Å și $d = 4{,}05$ Å, care corespund montmorillonitului —Ca.

Interstratificațiile I + M și I + C + M, evidențiate în difractograma probei naturale de argilă roșie [2], nu apar în această difractogramă, explicînd astfel schimbul ionic cu acest tip de apă, care modifică structura unor minerale din interstratificație, probabil a montmorillonitului

În difractograma probei de argilă roșie care a realizat schimb ionic în prezența apei de zăcămînt Oprișenești (fig. 1*b*) se poate că mineralele își păstrează structura, deoarece cu apa de zăcămînt Oprișenești, bogată în ion Na^+, K^+, Mg^{2+}, nu are loc schimbul ionic.

Apa de injecție de la Brăgăreasa, mai bogată în potasiu, sodiu și magneziu decît apa de zăcămînt din aceeași zonă, produce modificări chimico-structurale ale mineralelor din argila roșie, care apar în difractograma din figura 2*a*. Illitul, identificat la d=10 Å și $d = 3{,}32$ Å cu intensități puternice la proba naturală [2], se recunoaște și în această difractogramă la aceleași valori ale distanței reticulare, dar la intensități mai mici, ca urmare a creșterii raportului ionic K_{aq}^+/K_s^+, deci a eliminării parțiale a potasiului din structura cristalină. Cloritul nu se mai poate identifica în difractogramă și tot astfel și montmorillonitul —Ca.

Mineralele identificate în interstratificații I + M și I + C + M nu-și mai păstrează valorile distanței reticulare cînd argila roșie a interacționat cu apa de injectie Brăgăreasa.

Caolinitul identificat la $d = 7{,}13$ și $d = 3{,}57$ Å își micșorează intensitatea reflexelor.

Se pot identifica zeoliții [4], cum sînt : clinoptilolitul la $d = 6{,}77$ Å, $d = 5{,}90$ Å, $d = 5{,}21$ Å, $d = 4{,}69$ Å, epistilbitul din grupa mordenitului la valori ale distanței reticulare $d = 8{,}84$ Å,

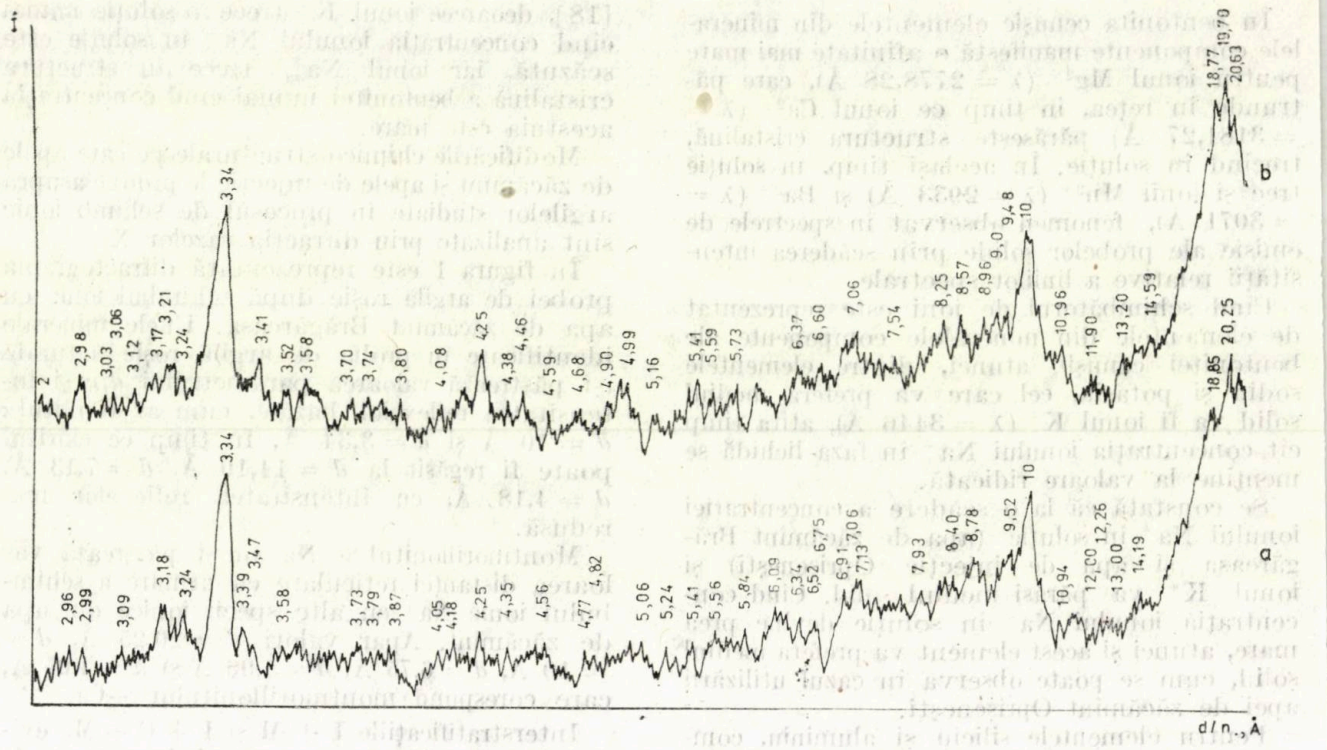


Fig. 1. Difractogramele de raze X ale probelor de argilă roşie după schimbul ionic în prezenţa apelor de zăcământ: *a* — apă de zăcământ Brăgăreasa; *b* — apă de zăcământ Oprişeneşti.

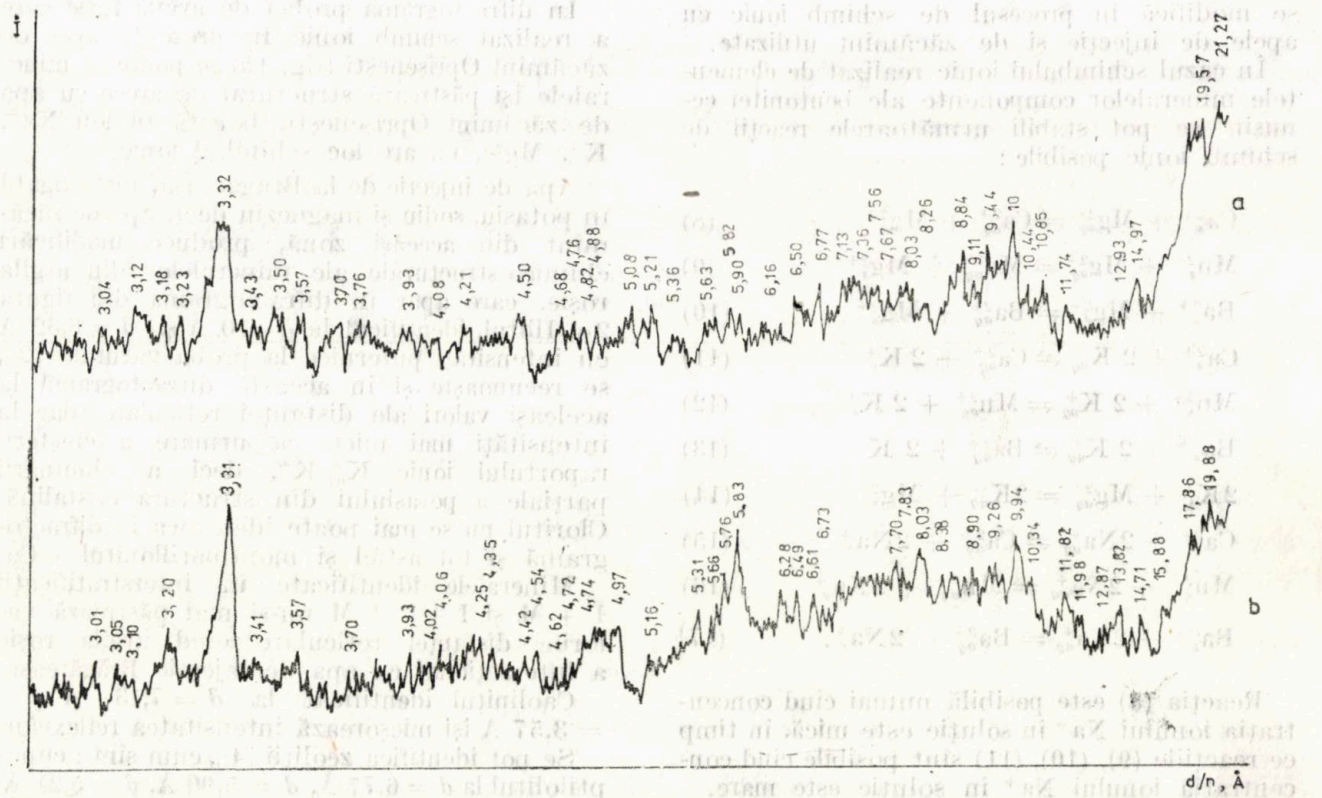


Fig. 2. Difractogramele de raze X ale probelor de argilă roşie după schimbul ionic în prezenţa apelor de injecţie: *a* — apă de injecţie Brăgăreasa; *b* — apă de injecţie Oprişeneşti.

$d = 4{,}82$ Å, $d = 3{,}43$ Å, $d = 3{,}18$ Å. Apa de injecție Oprișenești, caracterizată de un conținut mai ridicat în ion calciu, modifică structura mineralelor din argila roșie prin reacții de schimb ionic. Aceste modificări apar pe difractograma prezentată în figura 2*b*. Mineralele care nu mai apar pe difractogramă sînt cloritul și montmorillonitul —Na, iar montmorillonitul —Ca cu $d = 5{,}16$ Å și $d = 3{,}06$ Å își păstrează reflexele și apar alte reflexe la $d = 19{,}88$ Å, $d = 9{,}94$ Å, $d = 4{,}97$ Å, $d = 3{,}31$ Å, care aparțin tot acestui mineral. Există o similitudine structurală a celor două forme de montmorillonit, care face posibilă echilibrul reacției :

$$2\text{Mont} - \text{Na} + \text{Ca}^{2+}_{aq} \rightleftarrows \text{Mont} - \text{Ca}^{2+} + 2\text{Na}^{+}_{aq} \qquad (19)$$

Difractograma probei de bentonită cenușie, după schimbul ionic cu apa de zăcămînt Brăgăreasa, este prezentată în figura 3*a*.

● Apa de zăcămînt Brăgăreasa este o apă de tip bicarbonat de sodiu, cu o concentrație a ionului Ca^{2+} mai mare decît a celorlalte ape (tab 1).

După reacțiile de schimb ionic prezentate, în structura mineralelor componente apar următoarele modificări :

— pentru clorit nu se poate identifica decît prima valoare a reflexului $d = 11{,}77$ Å și $d = 8{,}18$ Å;

— se păstrează montmorillonitul la $d = 19{,}43$ Å, $d = 8{,}99$ Å, $d = 5{,}34$ Å, $d = 4{,}03$ Å, $d = 3{,}00$ Å;

— interstratificația I + C + M (illit + clorit + montmorillonit) păstrează distanța reticulară la $d = 11{,}68$ Å, $d = 7{,}92$ Å, $d = 6{,}62$ Å, $d = 4{,}6$ Å, $d = 4{,}03$ Å, $d = 3{,}35$ Å.

Difractograma probei de bentonită cenușie după schimbul ionic în prezența apei de zăcămînt Oprișenești este prezentată în figura 3*b*.

● Apa de zăcămînt Oprișenești este o apă de tip bicarbonat de sodiu, cu un conținut mai ridicat în ion Na^+ și Mg^{2+}, iar bentonita cenușie este bogată în sodiu și calciu. Prin schimb ionic rezultă un montmorillonit puternic umflat, care poate fi identificat pe difractogramă la $d = 18{,}77$ Å, $d = 9{,}44$ Å, $d = 6{,}23$ Å, $d = 4{,}46$ Å, $d = 3{,}74$ Å și $d = 3{,}31$ Å. Este posibil ca acest mineral să rezulte în urma reacției : $\text{Mont} - \text{Ca} + \text{Mg}^{2+}_{aq} \rightleftarrows \text{Mont.} - \text{Mg} + \text{Ca}^{2+}_{aq}$. (20)

● Apa de injecție Brăgăreasa, după schimbul ionic cu elementele din bentonita cenușie, își modifică compoziția chimică (tab. 2), după cum și mineralele prezente în bentonita cenușie își modifică structura chimico-mineralogică (fig. 4*a*). Caracteristica apei de injecție Brăgăreasa este aceea a unui procent ridicat în ion K^+ și mai scăzut în ion Ca^{2+}.

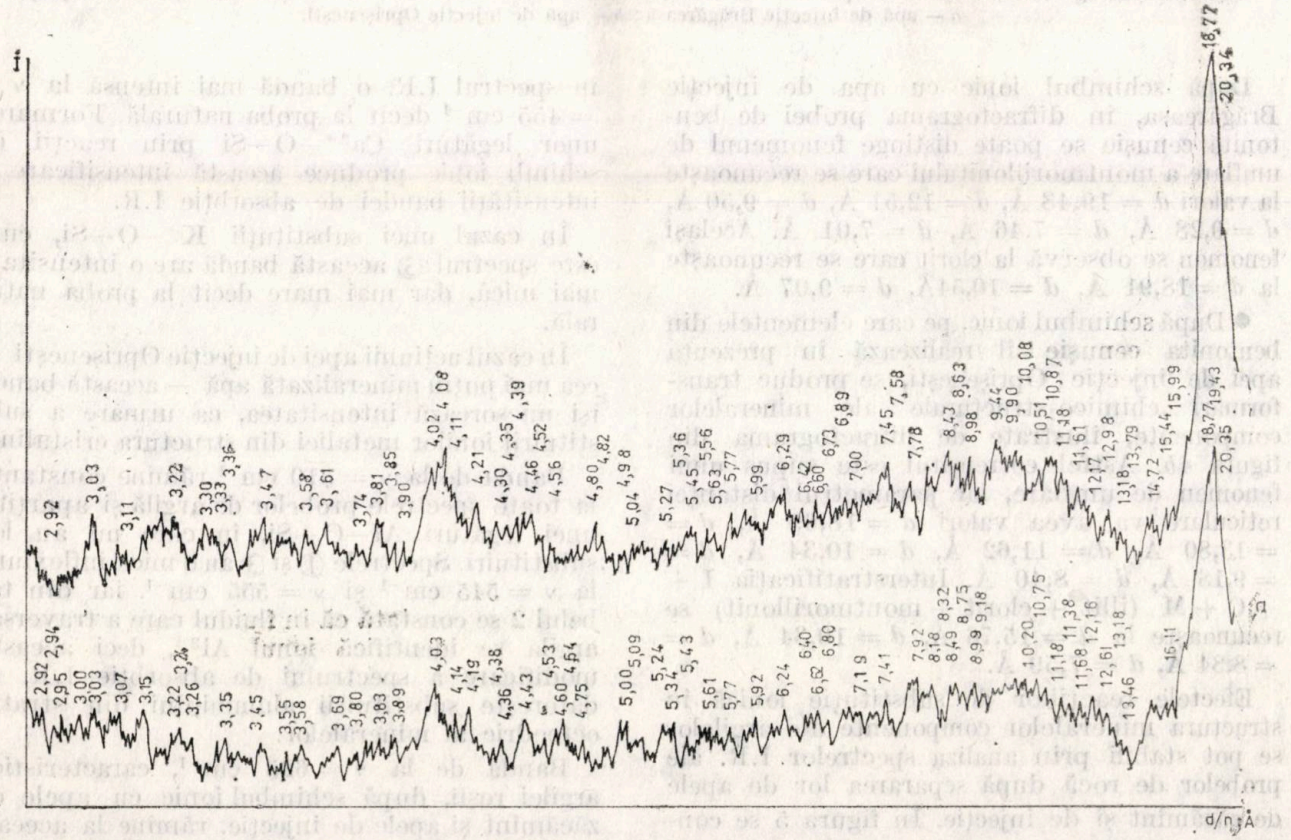


Fig. 3. Difractogramele de raze X ale probelor de bentonită cenușie după schimbul ionic în prezența apelor de zăcămînt : *a* — apă de zăcămînt Brăgăreasa; *b* — apă de zăcămînt Oprișenești.

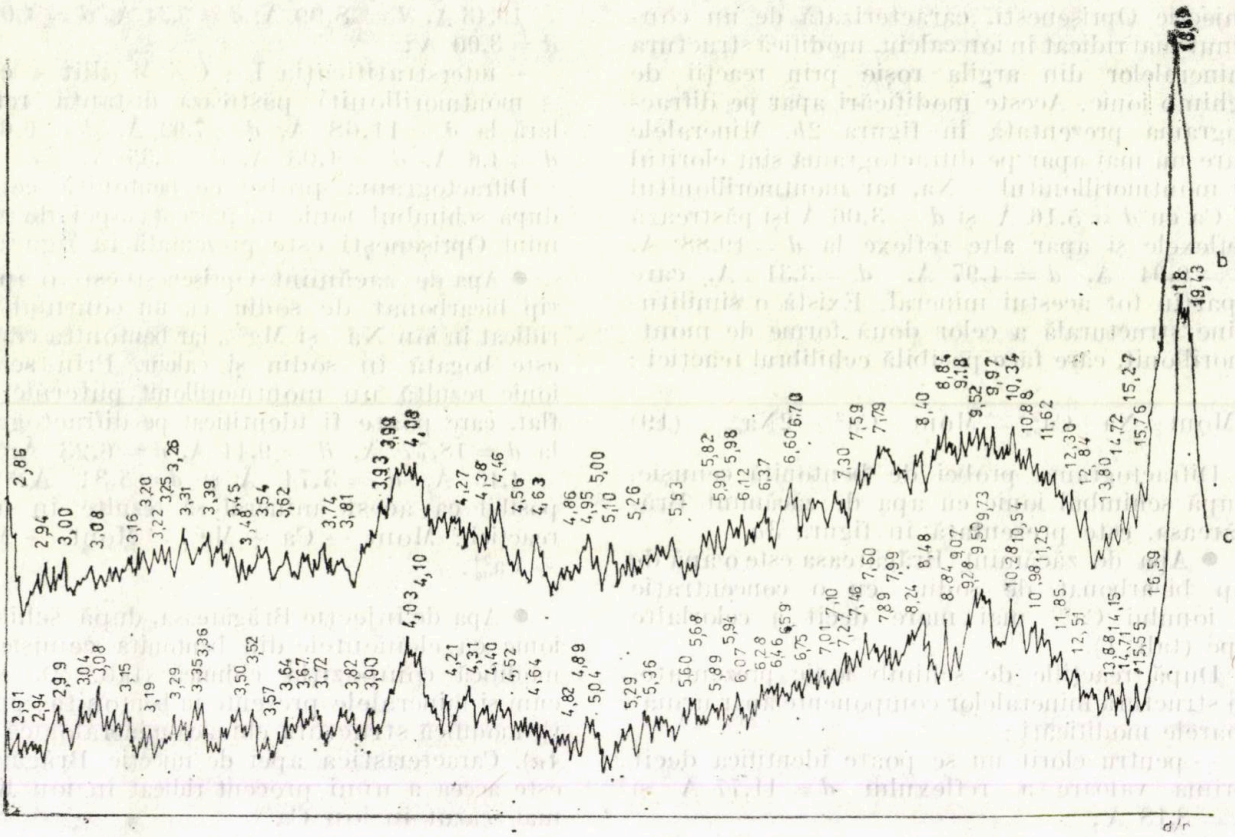


Fig. 4. Difractogramele de raze X ale probelor de bentonită cenușie după schimbul ionic în prezența apelor de injecție: *a* — apă de injecție Brăgăreasa; *b* — apă de injecție Oprișenești.

După schimbul ionic cu apa de injecție Brăgăreasa, în difractograma probei de bentonită cenușie se poate distinge fenomenul de umflare a montmorillonitului care se recunoaște la valori $d = 19{,}43$ Å, $d = 12{,}51$ Å, $d = 9{,}50$ Å, $d = 9{,}28$ Å, $d = 7{,}46$ Å, $d = 7{,}01$ Å. Același fenomen se observă la clorit care se recunoaște la $d = 18{,}91$ Å, $d = 10{,}54$ Å, $d = 9{,}07$ Å.

● După schimbul ionic, pe care elementele din bentonita cenușie îl realizează în prezența apei de injecție Oprișenești, se produc transformări chimico-structurale ale mineralelor componente, ilustrate de difractograma din figura 4*b*. Astfel corrensitul este supus unui fenomen de umflare, iar parametrul distanței reticulare va avea valori $d = 18{,}69$ Å, $d = 13{,}80$ Å, $d = 11{,}62$ Å, $d = 10{,}34$ Å, $d = 9{,}18$ Å, $d = 8{,}40$ Å. Interstratificația I + C + M (illit + clorit + montmorillonit) se recunoaște la $d = 15{,}76$ Å, $d = 10{,}34$ Å, $d = 8{,}84$ Å, $d = 7{,}59$ Å.

Efectele reacțiilor de substituție ionică în structura mineralelor componente ale argilelor se pot stabili prin analiza spectrelor I.R. ale probelor de rocă după separarea lor de apele de zăcământ și de injecție. În figura 5 se constată că proba de argilă roșie după schimbul ionic cu apa de zăcământ Brăgăreasa ① prezintă în spectrul I.R. o bandă mai intensă la $\nu = 455$ cm^{-1} decît la proba naturală. Formarea unor legături $Ca^{2+}—O—Si$ prin reacții de schimb ionic produce această intensificare a intensității bandei de absorbție I.R.

În cazul unei substituții $K^{+}—O—Si$, cum este spectrul ③ această bandă are o intensitate mai mică, dar mai mare decît la proba naturală.

În cazul acțiunii apei de injecție Oprișenești — cea mai puțin mineralizată apă — această bandă își micșorează intensitatea, ca urmare a substituirii ionilor metalici din structura cristalină.

Banda de la $\nu = 510$ cm^{-1} rămîne constantă la toate spectrele probelor de argilă și aparține unei legături Al—O—Si, în care nu au loc substituiri. Spectrele ① și ③ au o mică inflexiune la $\nu = 545$ cm^{-1} și $\nu = 555$ cm^{-1}, iar din tabelul 2 se constată că în fluidul care a traversat argila se identifică ionul Al^{3+}, deci această modificare a spectrului de absorbție I.R. se datorește substituirii aluminiului din stratul octoedric al mineralelor.

Banda de la $\nu = 625$ cm^{-1}, caracteristică argilei roșii, după schimbul ionic cu apele de zăcământ și apele de injecție, rămîne la aceeași intensitate cu aceea a probei de argilă naturală. În cazul utilizării ca fluid de schimb a apei de

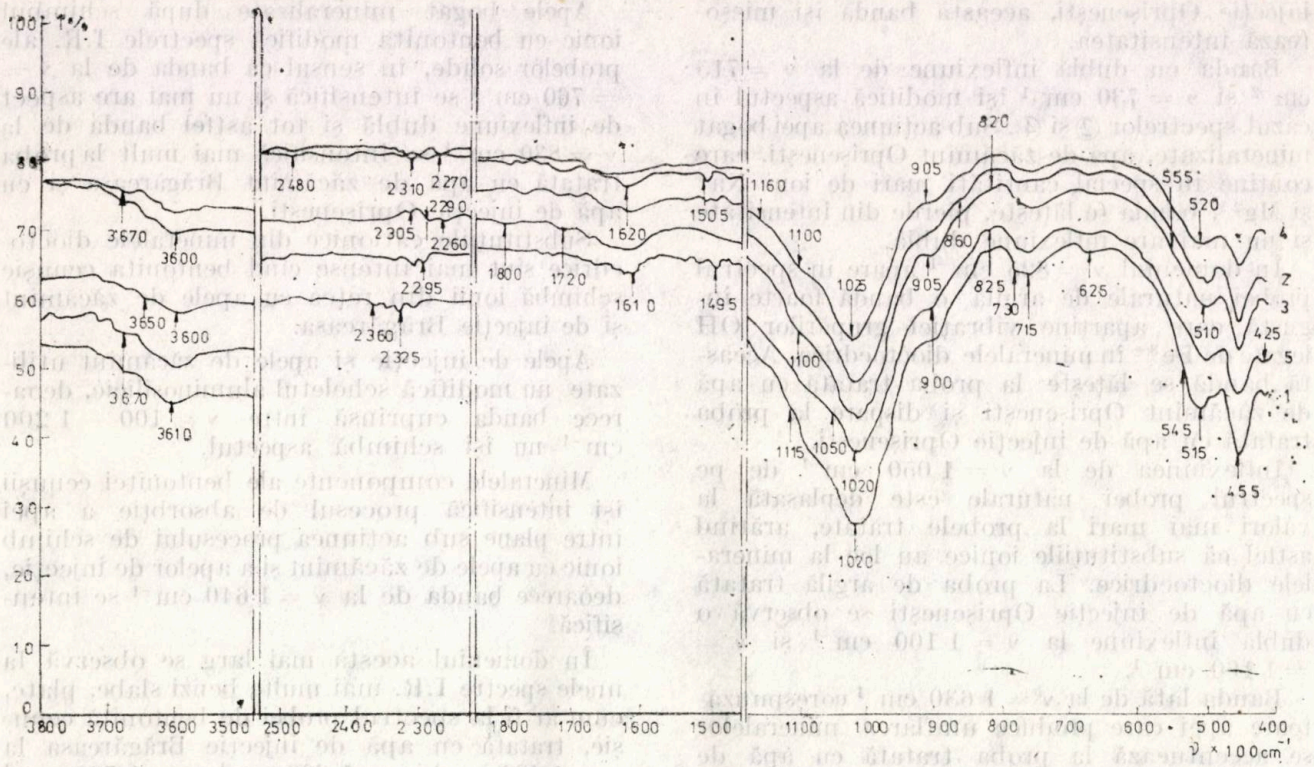


Fig. 5. Spectrele de absorbție în infraroșu ($\nu = 400-4000$ cm^{-1}) ale probelor de argilă roșie după schimbul ionic în prezența apelor de zăcământ și a apelor de injecție: *1* — apa de zăcământ Brăgăreasa; *2* — apa de zăcământ Oprișenești; *3* — apă de injecție Brăgăreasa; *4* — apă de injecție Oprișenești; *5* — proba naturală.

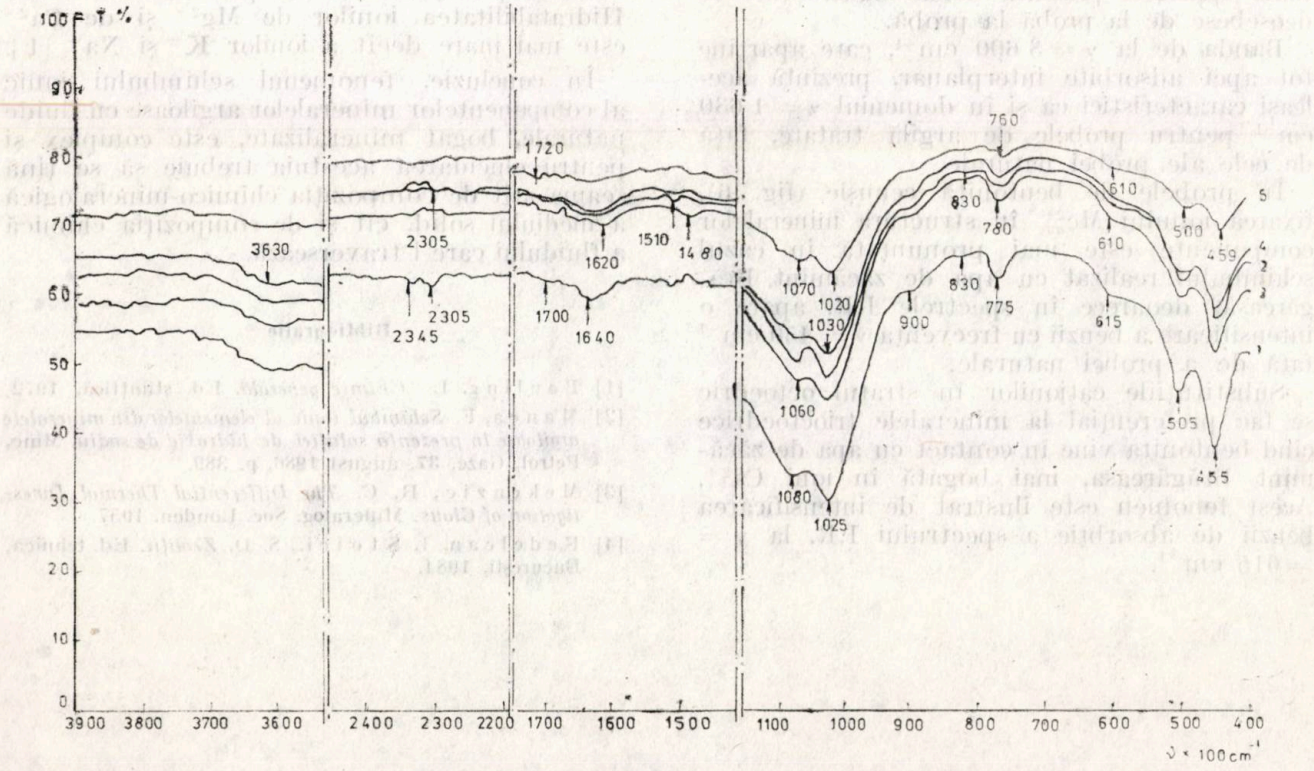


Fig. 6. Spectrele de absorbție în infraroșu ($\nu = 400-4000$ cm^{-1}) ale probelor de bentonită cenușie după schimbul ionic în prezența apelor de zăcământ și a apelor de injecție: *1* — apă de zăcământ Brăgăreasa; *2* — apă de zăcământ Oprișenești; *3* — apă de injecție Brăgăreasa; *4* — apă de injecție Oprișenești; *5* — proba naturală.

injecție Oprișenești, această bandă își micșorează intensitatea.

Banda cu dublă inflexiune de la $\nu = 715$ cm^{-2} și $\nu = 730$ cm^{-1} își modifică aspectul în cazul spectrelor ② și ④. Sub acțiunea apei bogat mineralizate, apa de zăcămînt Oprișenești, care conține în special cantități mari de ioni Na^+ și Mg^{2+}, banda se lățește, pierde din intensitate și nu mai are inflexiune dublă.

În domeniul $\nu = 825$ cm^{-1} apare în spectrul probei naturale de argilă o bandă foarte îngustă care aparține vibrației grupărilor OH legate de Fe^{3+} în mineralele dioctoedrice. Această bandă se lățește la proba tratată cu apă de zăcămînt Oprișenești și dispare la proba tratată cu apă de injecție Oprișenești.

Inflexiunea de la $\nu = 1\,050$ cm^{-1} de pe spectrul probei naturale este deplasată la valori mai mari la probele tratate, arătînd astfel că substituțiile ionice au loc la mineralele dioctoedrice. La proba de argilă tratată cu apă de injecție Oprișenești se observă o dublă inflexiune la $\nu = 1\,100$ cm^{-1} și $\nu = 1\,160$ cm^{-1}.

Banda lată de la $\nu = 1\,630$ cm^{-1} corespunzătoare apei care produce umflarea mineralelor se accentuează la proba tratată cu apă de zăcămînt Brăgăreasa, capătă dublă inflexiune la proba tratată cu apă de injecție Brăgăreasa și se pierde din intensitate cînd proba este tratată cu apă de injecție Oprișenești. Domeniul cuprins între $\nu = 2\,250 - 2\,350$ cm^{-1} pentru toate spectrele prezintă benzi înguste care se deosebesc de la probă la probă.

Banda de la $\nu = 3\,600$ cm^{-1}, care aparține tot apei adsorbite interplanar, prezintă aceleași caracteristici ca și în domeniul $\nu = 1\,630$ cm^{-1} pentru probele de argilă tratate, față de cele ale probei naturale.

În probele de bentonită cenușie (fig. 6), fixarea ionului Me^{2+}_{aq} în structura mineralelor componente este mai pronunțată în cazul schimbului realizat cu apa de zăcămînt Brăgăreasa, deoarece în spectrele I.R. apare o intensificare a benzii cu frecvența $\nu = 450$ cm^{-1} față de a probei naturale.

Substituțiile cationilor în stratul octoedric se fac preferențial la mineralele trioctoedrice cînd bentonita vine în contact cu apa de zăcămînt Brăgăreasa, mai bogată în ioni Ca^{2+}. Acest fenomen este ilustrat de intensificarea benzii de absorbție a spectrului I.R. la $\nu = 615$ cm^{-1}.

Apele bogat mineralizate după schimbul ionic cu bentonita modifică spectrele I.R. ale probelor solide, în sensul că banda de la $\nu = 760$ cm^{-1} se intensifică și nu mai are aspect de inflexiune dublă și tot astfel banda de la $\nu = 830$ cm^{-1} se intensifică mai mult la proba tratată cu apă de zăcămînt Brăgăreasa și cu apă de injecție Oprișenești.

Substituțiile cationice din mineralele dioctoedrice sînt mai intense cînd bentonita cenușie schimbă ionii din rețea cu apele de zăcămînt și de injecție Brăgăreasa.

Apele de injecție și apele de zăcămînt utilizate nu modifică scheletul aluminosilicic, deoarece banda cuprinsă între $\nu = 100 - 1\,200$ cm^{-1} nu își schimbă aspectul.

Mineralele componente ale bentonitei cenușii își intensifică procesul de absorbție a apei între plane sub acțiunea procesului de schimb ionic cu apele de zăcămînt și a apelor de injecție, deoarece banda de la $\nu = 1\,640$ cm^{-1} se intensifică.

În domeniul acesta mai larg se observă la unele spectre I.R. mai multe benzi slabe, plate, cum ar fi la spectrul probei de bentonită cenușie, tratată cu apă de injecție Brăgăreasa la $\nu = 1\,480$ cm^{-1}, $\nu = 1\,620$ cm^{-1}, $\nu = 1\,700$ cm^{-1} sau la proba tratată cu apă de injecție Brăgăreasa apar două benzi la $\nu = 1\,640$ cm^{-1} și $\nu = 1\,700$ cm^{-1}.

Ele corespund apei de hidratare a cationilor care au pătruns în rețea prin schimb ionic. Hidratabilitatea ionilor de Mg^{2+} și de Ca^{2+} este mai mare decît a ionilor K^+ și Na^+ [1].

În concluzie, fenomenul schimbului ionic al componentelor mineralelor argiloase cu fluide naturale, bogat mineralizate, este complex și pentru elucidarea acestuia trebuie să se țină seama atît de compoziția chimico-mineralogică a mediului solid, cît și de compoziția chimică a fluidului care-l traversează.

Bibliografie

[1] Pauling, L. *Chimie generală.* Ed. științfică, 1972.

[2] Manea, F. *Schimbul ionic al elementelor din mineralele argiloase în prezența soluției de hidroxid de sodiu.* Mine, Petrol, Gaze, **37**, august 1986, p. 389.

[3] Mekenzic, R. C. *The Differential Thermal Investigation of Clays.* Mineralog. Soc. London, 1957.

[4] Bedelean, I, Stoici., S. D. *Zeoliții.* Ed. tehnică, București, 1984.

Instalaţie pneumatică de injectat mortar de ciment la ancore de mină

I. Consideraţii generale

Deschiderea şi pregătirea unor zăcăminte de minereuri situate în condiţii geo-miniere mai grele, creşterea secţiunilor transversale şi a adîncimii lucrărilor miniere au determinat studierea unor noi tehnici şi tehnologii care să confere realizarea lucrărilor miniere în condiţii optime de securitate şi cu cheltuieli minime.

Cercetările privind consolidarea rocilor înconjurătoare, prin utilizarea ancorelor metalice încastrate cu mortar de ciment, au pornit de la ideea că acest material, odată întărit, poate să aibă aceleaşi caracteristici mecanice de rezistenţă ca şi răşinile sintetice utilizate în ultimul timp la consolidarea rocilor înconjurătoare.

Rocile din jurul lucrărilor miniere constituie materiale naturale de construcţie şi pentru reducerea consumurilor de materiale energofage se impune utilizarea maximă a proprietăţilor acestora şi studierea continuă a îmbunătăţirii lor, astfel ca rocile să se transforme din obiect al susţinerii în mijloc de susţinere.

Prin introducerea ancorelor metalice în găurile de mină, consolidate şi monolitizate cu mortar de ciment, se asigură o creştere a portanţei rocilor din jurul lucrărilor miniere, deoarece mortarul de ciment aderă foarte bine la rocă şi la suprafaţa ancorei metalice şi, totodată, îi conferă o protecţie la coroziune chimică, mărind astfel fiabilitatea şi anduranţa consolidării.

Odată determinată soluţia de consolidare a rocilor prin ancore metalice şi mortar de ciment, trebuie găsită şi tehnica de introducere mecanizată a mortarului de ciment în gaura de mină.

II. Baza teoretică a injecţiei amestecului uscat de ciment, nisip şi aer comprimat

Instalaţia pneumatică de injectat mortar de ciment la ancore de mină este concepută pe principiul transportului pneumatic al particulelor solide prin diverse ejectoare cu duze.

Pentru o bună dispersie a particulelor solide în masa aerului comprimat, care este suportul de transport, este recomandabil ca acestea să fie cît mai uniforme şi de diametre cît mai mici, ceea ce determină ca amestecul de ciment şi nisip să fie cernut. De asemenea, o bună dispersie se obţine la o viteză mare a aerului comprimat, iar din termodinamică se cunoaşte că viteza teoretică de scurgere a fluidelor gazoase — în cazul nostru aerul comprimat — prin conducte circulare se poate determina cu relaţia:

$$W = \sqrt{2\,g\,\frac{K}{K-1}\,P_1 V_1\left[1-\left(\frac{P_2}{P_1}\right)^{\frac{K-1}{K}}\right]},\ \text{m/s}, \quad (1)$$

unde:

$g = 9{,}81$ m/s^2 este acceleraţia gravitaţională;

$K = 1{,}4$ — constanta adiabatică pentru aerul comprimat;

P_1V_1 — presiunea ori volumul specific al aerului comprimat utilizat, pînă la orificiul duzei de ejecţie;

P_2 — presiunea aerului comprimat după ieşirea din duza de ejecţie.

Prin mărirea presiunii aerului, viteza lui de scurgere creşte pînă la valoarea vitezei critice, care se determină prin raportul P_2/P_1. Prin mărirea lui P_1 sau micşorarea lui P_2, viteza de scurgere a aerului comprimat se măreşte, atingînd valoarea maximă atunci cînd raportul:

$$\frac{P_2}{P_1} = \left(\frac{2}{K+1}\right)^{\frac{K}{K-1}}. \quad (2)$$

Înlocuind acest raport în relaţia vitezei teoretice (1), se obţine relaţia de calcul pentru viteza critică, astfel:

$$W_{cr} = 2\,g\,\frac{K}{K+1}\cdot P_1.\ V_1,\ \text{m/s}. \quad (3)$$

Ştiind că, pentru aerul comprimat, constanta adiabatică $K = 1{,}4$, valoarea raportului $\frac{P_2}{P_1}$, pentru a se obţine viteza critică, va deveni:

$$\frac{P_2}{P_1} = \left(\frac{2}{K+1}\right)^{\frac{K}{K-1}} = \left(\frac{2}{1{,}4+1}\right)\cdot\left(\frac{1{,}4}{1{,}4-1}\right) = (0{,}833)^{3{,}5} = 0{,}528.$$

La ieşirea din duza ejectorului, în tubul de transport pînă la pistolul de injecţie, presiunea P_2 — teoretic — devine egală cu presiunea atmosferică ($P_2 \simeq 1$ daN/cm^2), iar viteza critică (W_{cr}) se obţine, în acest caz, cînd presiunea aerului comprimat P_1 va lua valoarea:

$$P_1 = \frac{P_2}{0{,}528} = 1{,}9\ \text{daN/cm}^2.$$

Pentru a se asigura o dispersie optimă și uniformă a particulelor solide (ciment și nisip cernut) în masa aerului comprimat, acesta trebuie să iasă prin orificiul duzei de ejecție cu o viteză cel puțin egală cu viteza critică W_{cr}, ceea ce se obține cînd $P_1 \geq 1{,}9$ daN/cm^2.

Tehnologic se impune utilizarea următoarelor presiuni minime:

2 daN/cm^2 – presiunea aerului comprimat din rezervorul instalației;

1,8 daN/cm^2 – presiunea aerului comprimat la intrarea în duza de ejecție;

1,9 daN/cm^2 – presiunea medie minimă de amestec de pe tubul circular de transport.

Pentru valorile $g = 9{,}81$ m/s^2 și $K = 1{,}4$, relația vitezei critice W_{cr} va lua forma:

$$W_{cr} = 3{,}38\sqrt{P_1 \cdot V_1}, \quad \text{m/s.} \tag{4}$$

Debitul de aer ce se va scurge prin orificiul duzei de ejecție va fi dat de relația:

$$G = W \cdot A \cdot \gamma_2, \quad \text{kg/s.} \tag{5}$$

Prin înlocuirea vitezei W cu expresia din relația (1) și $\gamma_2 = \frac{1}{V_2}$ se obține relația:

$$G = A\,\frac{1}{V_2}\sqrt{2g\frac{K}{K-1}P_1V_1\left[1-\left(\frac{P_2}{P_1}\right)^{\frac{K-1}{K}}\right]} \cdot \tag{6}$$

Scoțînd pe V_1 în afara radicalului și ținînd seama că pentru o transformare adiabatică $\frac{V_1}{V_2} = \left(\frac{P_2}{P_1}\right)^{\frac{1}{K}}$, relația debitului poate fi scrisă și sub forma:

$$G = A\left(\frac{P_2}{P_1}\right)^{\frac{1}{K}} \cdot \sqrt{2g \cdot \frac{K}{K-1} \cdot \frac{P_1}{V_1}\left[1-\left(1-\frac{P_2}{P_1}\right)^{\frac{K-1}{K}}\right]}. \tag{7}$$

Cînd $W = W_{cr}$, debitul de aer comprimat va fi dat de relația:

$$G = A\left(\frac{2}{K+1}\right)^{\frac{1}{K-1}}\sqrt{2g\frac{K}{K+1}\cdot\frac{P_1}{V_1}} \tag{8}$$

Înlocuind în relația $g = 9{,}81$ m/s^2 și $K = 1{,}4$, se obține

$$G = 2{,}14\,A\sqrt{\frac{P_1}{V_1}}, \quad \text{. kg/s} \tag{9}$$

Cum însă $V_1 = \frac{RT_1}{P_1}$ (transformarea adiabatică), rezultă:

$$G = 2{,}14\,A\frac{P_1}{\sqrt{RT_1}}, \quad \text{kg/s.} \tag{10}$$

Astfel volumul debitului de aer pe secundă va fi dat de relația:

$$Q = \frac{G}{\gamma} = 2{,}14\,A\frac{P_1}{\sqrt{RT}}, \quad \text{m}^3\text{/s}). \tag{11}$$

Prin înlocuirea, în relația (11), a valorilor $R = 29{,}27$ (numărul lui Reynolds) și $T = 273 + t = 273 + 20 = 293$°C și luînd un coeficient de debit, care ține seama de frecări și pierderile de presiune prin duza de ejecție, se obține relația:

$$Q = 0{,}7\mu \cdot A \cdot P_1, \quad \text{m}^3\text{/h}, \tag{12}$$

unde:

A este secțiunea activă de scurgere din duza de ejecție, mm^2;

$\mu = 0{,}8 - 0{,}9$ – coeficient de debit;

P_1 – presiunea aerului comprimat la intrare în duza de ejecție ($P_1 \geq 1{,}9$ daN/cm^2).

Avînd o tipodimensiune de duze cu diametrele: $D_1 = 6$ mm $D_2 = 8$ mm $D_3 = 10$ mm și $D_4 = 12$ mm, se pot calcula (luînd pentru $P_1 = 2$ daN/cm^2) debitele minime de aer comprimat, astfel ca instalația să funcționeze optim, după cum urmează:

$$Q_1 = 0{,}7 \cdot 0{,}8\frac{D_1^2}{4} \cdot 2 = 0{,}7 \cdot 0{,}8\ \frac{3{,}14 \cdot 6^2}{4} \cdot 2 =$$

$$= 32 \text{ m}^3\text{/h} = 0{,}53 \text{ m}^3\text{/min}.$$

$$Q_2 = 0{,}7 \cdot 0{,}8\frac{D_2^2}{4} \cdot 2 = 0{,}7 \cdot 0{,}8\ \frac{3{,}14 \cdot 8^2}{4} \cdot 2 =$$

$$= 57 \text{ m}^3\text{/h} = 0{,}95 \text{ m}^3\text{/min}.$$

$$Q_3 = 0{,}8 \cdot 0{,}8\frac{D_3^2}{4} \cdot 2 = 0{,}7 \cdot 0{,}8\ \frac{3{,}14 \cdot 10^2}{4} \cdot 2 =$$

$$= 88 \text{ m}^3\text{/h} = 1{,}46 \text{ m}^3\text{/min}.$$

$$Q_4 = 0{,}7 \cdot 0{,}8\frac{D_4^2}{4} \cdot 2 = 0{,}7 \cdot 0{,}8\ \frac{3{,}14 \times 12^2}{4} \cdot 2 =$$

$$= 127 \text{ m}^3\text{/h} = 2{,}12 \text{ m}^3\text{/min}.$$

Debitul de aer comprimat necesar se mai poate determina cu ajutorul diagramelor sau tabelelor, funcție de mărimea secțiunii de scurgere a duzei, presiunea aerului comprimat la intrarea în duză și forma jetului de aer comprimat cu conținut de material solid (ciment și nisip) care poate fi jet rotund-plat sau jet rotund-extins.

În pistolul de injecție, amestecul uscat uniform, dispersat în aerul comprimat, se amestecă cu apa ce vine sub presiune de la rețea ($P_{apă} < P_1$), se transformă în mortar umed de ciment. De aici, prin gaura de mină unde se va fixa

ancora metalică (pe o distanță relativ mică), transportul este hidraulic.

În urma experimentărilor industriale, în condițiile din subteran, din punct de vedere tehnologic se recomandă ca presiunea din rezervorul de ciment să fie cu 0,2 — 0,5 daN/cm² mai mare decît presiunea aerului comprimat la intrarea în corpul de ejecție. În acest sens se recomandă utilizarea următoarelor presiuni optime de lucru :

2,5 daN/cm² — presiunea aerului comprimat din rezervor ;

2 daN/cm² — presiunea aerului comprimat la intrarea în corpul de ejecție ;

1,5 daN/cm² — presiunea apei de amestec ce intră în pistolul de injecție.

Utilizarea unor presiuni mai mari ca cele indicate mai sus duce la o funcționare discontinuă a instalației și la refularea mortarului de ciment din gaura de mină.

III. Instalația pneumatică

Pornind de la necesitatea mecanizării operației de preparare a mortarului de ciment și de injectare a acestuia în gaura de mină pentru consolidarea rocilor înconjurătoare cu ancore metalice, la Baia Mare s-a realizat și experimentat, cu rezultate foarte bune, prototipul unei instalații pneumatice de injectat mortar de ciment la ancore de mină, după o concepție proprie — soluție brevetată —, folosind în construcția acesteia numai materiale și echipamente pneumatice din producția de serie indigenă.

Caracteristicile tehnice principale ale acestei instalații sînt :

— presiunea aerului comprimat utilizabil de la rețea :
- minimă, 2 daN/cm² ;
- maximă, 7 daN/cm² ;

debitul de aer comprimat utilizabil :
- minim, 0,5 Nm³/min ;
- maxim, 2,1 Nm³/min ;

presiunea apei utilizabilă de la rețea :
- minimă, 1,5 daN/cm² ;
- maximă, 6 daN/cm² ;

— capacitatea rezervorului de ciment, 60 — — 65 l ;

— masa instalației cu rezervorul gol, 90 kg ;

— debitul de mortar ce se poate injecta, 30 — 35 l/min ;

— productivitate fizică la consolidat ancore, 0,3 — 0,5 min./buc.

IV. Utilizarea instalației

Componența principalelor subansamble ale instalației pneumatice de injectat mortar de ciment la ancore de mină este prezentată în figura 1, și, în principal, se compune din instalația pneumatică propriu-zisă *A* și un pistol de preparare și injecție a mortarului umed în gaura de mină *B*.

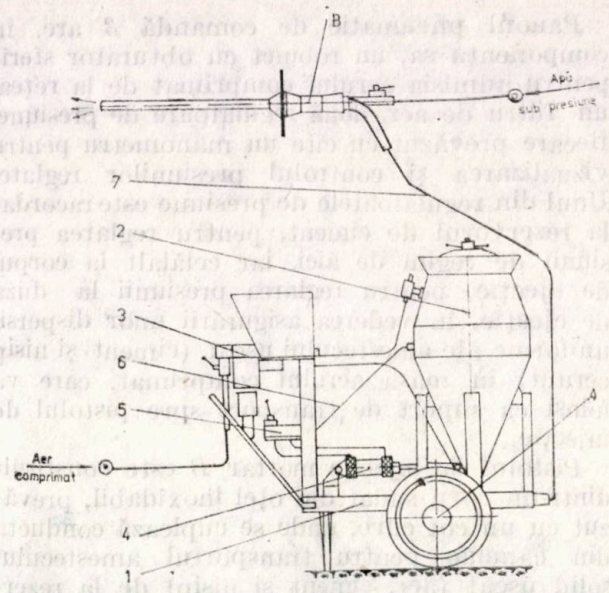


Fig. 1. Instalație pneumatică de injectat mortar de ciment la ancore de mină : *A* — instalația pneumatică ; *B* — pistol de injecție mortar ; *1* — șasiu mobil pe pneuri ; *2* — rezervor amestec ciment ; *3* — panou pneumatic de comandă ; *4* — cilindru pneumatic ; *5* — robinet comandă cilindru ; *6* — furtune pneumatice de legătură ; *7* — conductă transport amestec uscat.

Instalația pneumatică propriu-zisă se compune dintr-un șasiu metalic pe pneuri *1*, pe care se montează un rezervor pentru amestecul solid (ciment și nisip cernut) *2*, confecționat din tablă inoxidabilă sudată. Rezervorul are în componența sa, la partea superioară, un capac de umplere și etanșare prevăzut cu un dispozitiv de închidere-deschidere rapid, iar la partea inferioară este fixat, prin înșurubare, un corp cu o duză de ejecție prin care intră aerul comprimat sub presiune ; în partea opusă se află un con de evacuare a amestecului solid (aer, ciment și nisip) uniform dispersat, unde se va cupla conducta de transport *7*, constituită dintr-un furtun de cauciuc, spre pistolul de injecție a mortarului *B*. Corpul de ejecție este cuplat cu un robinet cu sertar cilindric rotitor, a cărui acționare de închidere-deschidere este realizată printr-un cilindru pneumatic *4*, cu dublă acțiune ; comanda se face de la un robinet pneumatic *5*, cu sertar cilindric, cuplat la un panou pneumatic de comandă *3*.

Ca elemente de siguranță, rezervorul de ciment *2* la partea superioară are prevăzută o supapă pneumatică de evacuare rapidă, care depresurizează rezervorul de ciment, după terminarea încărcării (prin injecții) fiecărei găuri de mină. Corpul de ejecție are, la partea inferioară, o supapă pneumatică de siguranță reglabilă în funcție de presiunea de lucru a aerului comprimat.

Panoul pneumatic de comandă *3* are, în componența sa, un robinet cu obturator sferic pentru admisia aerului comprimat de la rețea, un filtru de aer, două regulatoare de presiune, fiecare prevăzut cu cîte un manometru pentru vizualizarea și controlul presiunilor reglate. Unul din regulatoarele de presiune este racordat la rezervorul de ciment, pentru reglarea presiunii de regim de aici, iar celălalt la corpul de ejecție, pentru reglarea presiunii la duza de ejecție, în vederea asigurării unor dispersii uniforme ale amestecului uscat (ciment și nisip cernut) în masa aerului comprimat, care va folosi ca suport de transport spre pistolul de injecție.

Pistolul de injecție mortar *B* este constituit dintr-un corp sudat din oțel inoxidabil, prevăzut cu un cot curb, unde se cuplează conducta din cauciuc pentru transportul amestecului solid uscat (aer, ciment și nisip) de la rezervorul de ciment. Pe axa corpului este înfiletată, centric interior, o duză de pulverizare a apei sub presiune, alimentată de la rețea printr-un robinet de închidere-deschidere prin care se poate regla debitul optim al apei pentru amestec. La partea opusă, corpul pistolului de injecție are înfiletată o țeavă prin care va fi refulat mortarul de ciment umed, din pistol în gaura de mină. Țeava pistolului de injecție are două funcțiuni principale: una de a fixa centric ancora metalică din gaura de mină și a doua de a asigura umplerea uniformă, densă și completă a găurii de mină cu amestecul de ciment refulat.

Conductele de legătură *6* și conducta de transport a amestecului uscat *7* sînt confecționate din cauciuc, rezistent la presiune medie a aerului comprimat (7 bar).

Dispozitivele de protecție cu care este dotată instalația pneumatică asigură o funcționare și exploatare a acesteia, în condiții optime de siguranță, fără a exista riscuri de accidentare.

Schema pneumatică și modul de funcționare sînt prezentate în figura 2.

V. Utilizarea instalațiilor

Instalația pneumatică de injectat mortar de ciment la ancore de mină utilizează, ca surse de energie, aerul comprimat la o presiune minimă de 2 bar și maximă de 7 bar. Pentru realizarea mortarului de ciment în stare umedă, apa necesară în frontul de lucru va avea o presiune minimă de 1,5 bar. Deci, în frontul de lucru vor fi asigurate rețelele de aer comprimat și apă sub presiune, unde se va cupla instalația prin furtunele de cauciuc din dotarea instalației.

În frontul de lucru vor fi perforate, în prealabil, găurile de mină, în conformitate cu mo-

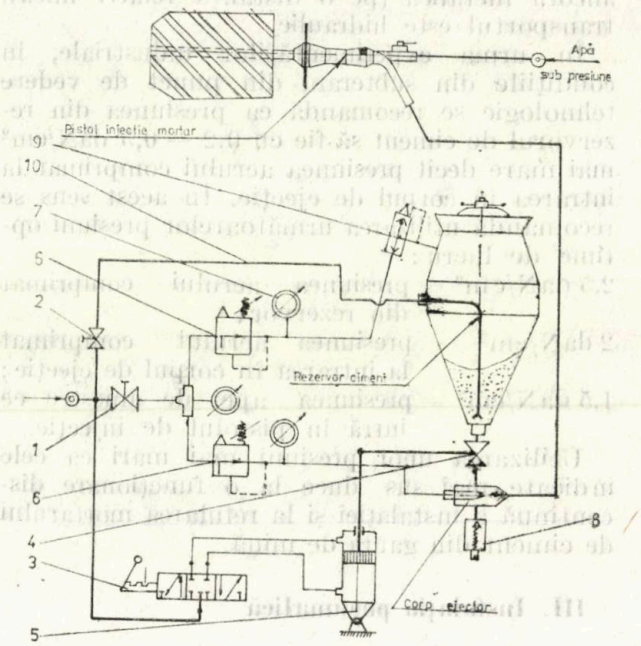


Fig. 2. Schema circuitelor pneumatice: *1* — robinet admisie aer comprimat; *2* — robinet curățare ejector; *3* — robinet comandă cilindru pneumatic; *4* — robinet rezervor; *5* — cilindru pneumatic; *6* — regulator de presiune; *7* — manometru aer; *8* — supapă de siguranță; *9* — supapă de evacuare rapidă; *10* — furtune de cauciuc.

nografia de susținere (consolidare), în care vor fi introduse ancorele metalice. În cazul găurilor de mină vertical-ascendente, pentru a împiedica căderea liberă a ancorelor metalice din gaură, acestea se vor introduce puțin forțat, prin deschiderea crestăturii ancorei dinspre capătul de fund și prin batere ușoară cu ciocanul la capătul opus.

Instalația este deservită de doi operatori, instruiți special în acest sens. Unul se află lîngă instalație, acționînd asupra acesteia prin tabloul pneumatic de comandă, iar al doilea manevrează pistolul de injecție, executînd operația propriu-zisă de consolidare a ancorei metalice în gaura de mină.

După cuplarea instalației la rețelele de aer și apă, reglate la presiunile de lucru prescrise, se umple rezervorul cu amestecul omogen uscat (ciment și nisip cernut), după care se închide și se asigură bine capacul de etanșare prin dispozitivul respectiv. Fazele de injectare cu mortar de ciment în gaura de mină decurg în ordinea următoare.

- Operatorul care manevrează pistolul de injecție se îndreaptă spre prima gaură de mină unde se află în interior ancora metalică, introduce țeava în gaură, centrînd ancora în interior și dă semnal operatorului de la instalație.
- Operatorul de la instalație deschide robinetul de admisie a aerului și apoi îl închide din nou, după cîteva secunde, deoarece gaura de mină se umple imediat cu mortarul de ciment umed.

● Concomitent cu umplerea găurii de mină, primul operator retrage progresiv țeava pistolului de injecție din gaură și, la constatarea umplerii ei, va închide accesul apei prin robinetul de la pistolul de injecție.

● La închiderea accesului aerului comprimat în instalație, depresurizarea rezervorului de ciment se face automat și rapid, iar pentru umplerea cu mortar de ciment a unor noi găuri, fazele de mai sus se repetă.

● După golirea rezervorului de ciment, acesta se umple din nou cu o nouă șarjă de ciment și nisip (granulație 3 mm), continuînd operațiile de consolidare din frontul de lucru.

● Cu ajutorul unui rezervor de material (ciment și nisip) se pot consolida 30 — 35 ancore metalice, operație ce se realizează în timp de 15 — 20 min.

Din punctul de vedere al protecției muncii, se recomandă ca operatorul care lucrează cu pistolul de injecție să fie îmbrăcat cu costum de cauciuc impermeabil, cu mănuși și ochelari de protecție împotriva eventualelor ricoșări de material solid. În acest scop pistolul de injecție este dotat, la rîndul său, cu un disc de protecție din cauciuc sau din material plastic.

VI. Rezultate și perspective de utilizare

În anii 1985 și 1986, specialiștii de la I.C.I.T.P.M.N. Baia Mare au experimentat instalația realizată ca model experimental, reluînd experimentarea după îmbunătățirile funcțional-constructive, la nivel de prototip; în acest an se va face omologarea instalației. Experimentările s-au efectuat în condiții industriale din subteran, la mina Ilba, din cadrul C.M. Baia Mare.

S-au utilizat, pentru consolidări în galerii orizontale, diverse ancore metalice de lungimi 1 200 și 1 500 mm și diametre de Ø 22 și 24 mm. Mărcile de oțeluri utilizate la execuția ancorelor au fost: OL—37; OL—50; OLC—25 și PC—52.

S-au făcut încercări mecanice de rezistență (smulgere și rotire) a ancorelor fixate cu mortar de ciment, după 3; 7; 15 și 30 de zile de la injecția mortarului de ciment în gaura de mină și nici o ancoră nu a cedat axial sau radial.

Încercările s-au efectuat cu o cheie dinamometrică de 30 daN/m, ce a supus ancorele încercate la forțe axiale de smulgere de 4 500 — — 5 000 daN.

S-au făcut încercări de smulgere și pentru alte tipuri de ancore rezultînd următoarele: ancorele fixate cu rășini sintetice (poliesteri) au început să cedeze axial la forțe axiale de 2 500 — 3 000 daN, iar ancorele metalice de tip tubular au început să cedeze (prin smulgere) axial la forțe cuprinse între 500 și 1 700 daN.

Aceste încercări au demonstrat că ancorele metalice consolidate prin injecție pneumatică cu mortar de ciment asigură o portanță mult superioară altor tipuri de consolidări, tehnologia fiind cea mai economică.

După o perioadă de un an de la fixarea ancorelor metalice cu mortar de ciment prin injecție pneumatică, cu ocazia fixării plasei metalice pe galerie și pretensionarea ancorelor, cînd la fiecare ancoră s-au montat plăcuțele de fixare și s-au strîns piulițele hexagonale (M 22 și M 24), ancorele fiind supuse axial la forțe considerabile, nici o ancoră nu a cedat axial și nici nu s-a rotit, ceea ce demonstrează că acest tip de consolidare prezintă fiabilitate și anduranță în timp. Pentru mărirea anduranței și fiabilității în roci cu mediu acid sau bazic, se pot utiliza ca mediu de protecție cimenturi antiacide și nisipuri din roci bazaltice.

Instalația se poate utiliza la orice tehnologie de armare unde se utilizează ancore metalice, la montaje de utilaje și instalații din subteran și suprafață unde se folosesc ancore sau șuruburi de fundații, precum și la consolidări cu mortar de ciment, înlocuind metoda prin torcretare.

Colectiv I.C.I.T.P.M.N. Baia Mare

Bibliografie

[1] Lăzărescu, V. *Geologie fizică*. Ed. tehnică, București, 1980.

[2] Benea, Șt. *Susținerea cu ancore și torcret*. Ed. tehnică, București, 1967.

[3] Hobalt și Zajic, V. *Ancorarea în roci*. Ed. tehnică, București, 1971.

[4] Bulat, A. *Instalații de transport pneumatic*. Ed. tehnică, București, 1962.

[5] Mănăstireanu, M. *Aparate pentru încărcarea mecanizată a explozivilor în găurile de mină UM 134-00, UM 135-00 și UM 134-00*. I.C.I.T.P.M.N. Baia Mare, 1981.

[6] Mănăstireanu, M. *Instalație pneumatică pentru injectat mortar de ciment la ancore de mină BM 01-85*. I.C.I.T.P.M.N Baia Mare, 1985—1986.

OFICIUL DE INFORMARE DOCUMENTARĂ PENTRU INDUSTRIA MINIERĂ

••• Asigură informarea ştiinţifică şi tehnică - prin publicaţii periodice şi neperiodice a cadrelor de conducere din minister, din unităţile productive, a specialiştilor din institutele de cercetare-proiectare ale ministerului, a cadrelor de execuţie cu studii superioare şi medii din ramură şi a cadrelor din alte ministere care desfăşoară activităţi similare industriei miniere (metrou, construcţii subterane, hidrotehnice, construcţii de utilaje şi maşini miniere etc.), cu privire la:

- ştiinţe fundamentale;
- geologie şi topografie minieră;
- tehnică minieră (în general);
- tehnologii de exploatare şi preparare a substanţelor minerale utile (cărbuni, minereuri, nemetalifere, sare);
- utilaje, maşini şi echipamente miniere pentru subteran şi suprafaţă;
- mecanizare, automatizare, robotizare a proceselor;
- construcţii industriale;
- probleme economice, financiare;
- organizare şi conducere a unităţilor miniere;
- protecţia muncii;
- probleme sociale, condiţii de viaţă, retribuire;
- perfecţionare profesională;
- piaţa mondială (metale, minerale);
- invenţii - inovaţii.

Titlurile publicaţiilor neperiodice elaborate şi difuzate de OIDIM sînt:

- CONDINF (Caiet selectiv de informare documentară a conducerii).
- MINERIT-PREPARARE.
- PROTECTIA MUNCII.
- MECANIZARE-AUTOMATIZARE.
- INVENTII-INOVATII.
- SUMARUL REVISTELOR STRAINE.

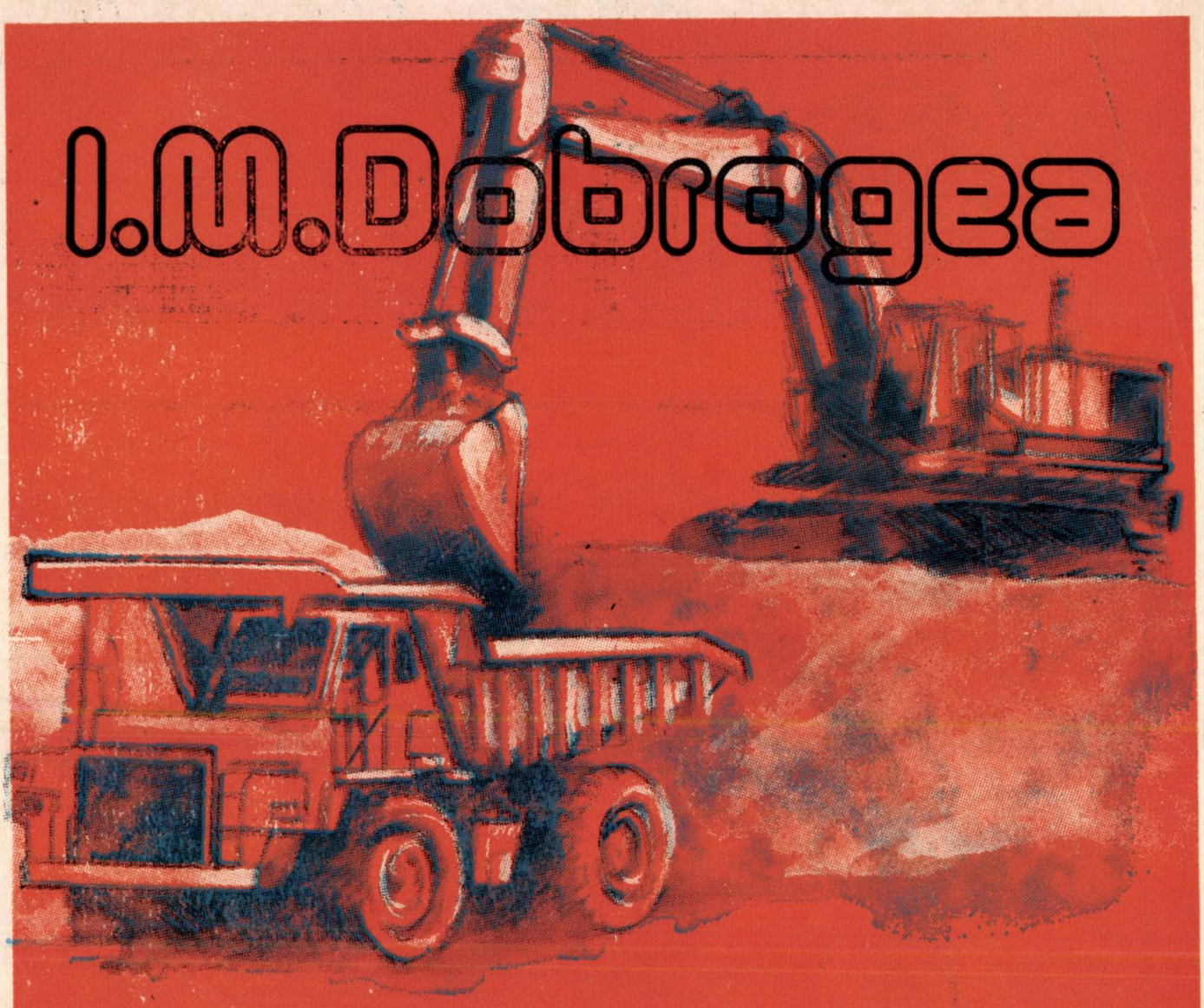
••• Elaborează CERCETARI BIBLIOGRAFICE pe teme, pentru institutele de cercetare şi proiectare din ramură şi pentru unităţile productive ale ministerului.

••• Asigură prin BIBLIOTECA TEHNICA PROPRIE servicii de informare documentară pentru toţi specialiştii din ramură şi ABONAMENTE pentru publicaţiile periodice şi neperiodice din ţară şi străinătate.

••• Asigură tipărirea revistei MINE, PETROL, GAZE, organ de presă tehnică al Ministerului Minelor, Petrolului şi Geologiei.

OIDIM, Calea Victoriei 220, C.P. 22-146, sector 1/71.104, BUCUREŞTI, tel. 59.29.75, cont virament 30.12.08.001 BNRSR, filiala sector 1.

I.M.Dobrogea



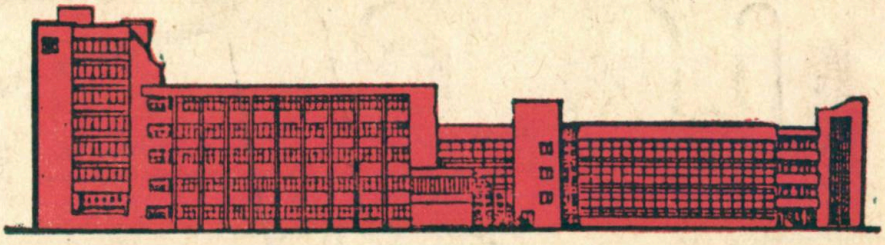
INTREPRINDEREA MINIERA DOBROGEA
Constanţa, str N. Titulescu nr. 7, cod 8700

PRODUCE SI LIVREAZA:

- calcar de Mahmudia;
- calcar de Corbu;
- calcar de Băneasa;
- dolomită măcinată şi granulată de Adamclisi;
- dolomită granulată de Ovidiu;
- bentonită diatomitică activată;
- cuarţită de Dealu-Cerna;
- cretă preparată;
- argilă caolinoasă;
- pirită 40%;
- concentrat colectiv de plumb şi zinc;
- concentrat cupros;
- barită;
- concentrat de fier.

MMPG CSN BUCUREŞTI

SARMIN



1987 OKT 08.

EXECUTA STUDII, CERCETARI, PROIECTE SI DOCUMENTATII TEHNICO-ECONOMICE PENTRU VALORIFICAREA SUBSTANTELOR NEMETALIFERE DIN INTREAGA TARA, CUPRINZIND:

- metode de exploatare;
- săparea şi susţinerea lucrărilor miniere;
- perforări şi împuşcări la lucrările la zi şi în subteran;
- mecanizarea şi automatizarea lucrărilor miniere şi a fluxurilor de preparare;
- aeraj minier;
- prepararea mecanică şi chimică a substanţelor nemetalifere în fază de laborator, pilot şi semiindustrială;
- epurarea chimică a apelor de mină şi a apelor reziduale din uzinele de preparare;
- determinări de proprietăţi fizico-mecanice ale rocilor şi cercetări geotehnice;
- măsurători topografice şi urmărirea stabilităţii masivelor miniere;
- analize mineralogice şi petrografice;
- analize chimice şi fizice prin metode spectrale, polarografice, fotometrice, röntgen-difractometrice, termodiferenţiale;
- sinteza unor reactivi de preparare;
- prototipuri de aparate şi utilaje specifice exploatării şi preparării substanţelor nemetalifere;
- cercetări şi examinări medicale pentru prevenirea şi depistarea îmbolnăvirilor profesionale din sectorul minier;
- examinări psihologice pentru artificieri şi mecanici de maşini de extracţie;
- analize de pulberi pentru determinarea gradului de nocivitate;
- producţie de noi sorturi de substanţe nemetalifere;
- asistenţă tehnică privind modernizarea fluxurilor tehnologice de exploatare (subterană şi la zi) şi de preparare.

INSTITUTUL DE CERCETARI SI PROIECTARI MINIERE PENTRU SUBSTANTE NEMETALIFERE

I.C.P.M.S.N. Cluj-Napoca Str. T. Vladimirescu Nr. 15-17 Telefon: 951/82288,86016

E 1445

MINE PETROL GAZE

BUCUREȘTI – ROMÂNIA ◆ Vol. 38, noiembrie 1987 11

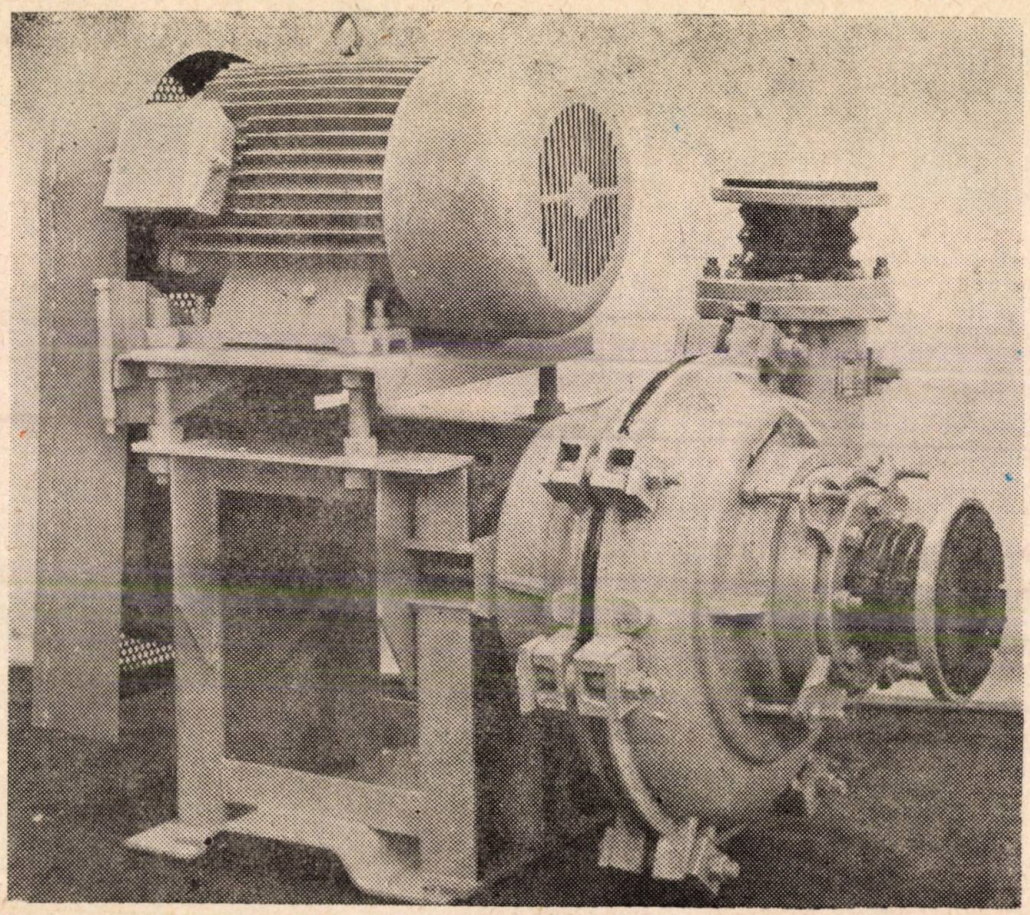
MINISTERUL MINELOR

CENTRALA MINEREURILOR BAIA MARE

UUMR

Uzina de Utilaj Minier şi Reparaţii BAIA MARE

STR. FORESTIERULUI 213, TELEFON : 15340, TELEX : 33275



PRODUCE SI LIVREAZA PE BAZA DE COMANDA FERMA:

- UTILAJE PENTRU INDUSTRIA MINIERA:
  - perforatoare grele PG-80;
  - motoare pneumatice cu piston MP-3 şi lamelare L-12;
  - colivii de extracţie mono, bi şi trietajate;
  - vagoneţi autobasculanţi de 1,5 m^3;
- UTILAJE PENTRU UZINELE DE PREPARARE:
  - pompe de tulbureală cauciucate cu debite 50...600 m^3/h şi înălţimi de refulare 10...43 m;
  - celule de flotare cu insuflare de aer şi cu autoaeraţie de 3 m^3;
  - hidrocicloane cauciucate Ø 150, 300, 450 mm;
  - agitatoare cauciucate 3,5 şi 10 m^3.
- PIESE DE SCHIMB SI REPARATII DE UTILAJE MINIERE.

MINE, PETROL ŞI GAZE

ORGAN AL MINISTERULUI MINELOR ŞI AL MINISTERULUI PETROLULUI

ANUL XXXVIII

Nr. 11 1987

CUPRINS

Elezner, G. **Elemente de calcul privind eforturile din armăturile metalice ale galeriilor** 497

Ţiplea, V., Bozîntan, C. **Contribuţii la aplicarea tehnologiei de implantare şi control a ancorelor tubulare despicate la lucrări de susţineri miniere** 501

Crăciunescu, B., Preda, Al., Gheorghe, I., Banetti, T., Voncilă, M., Almăşan, Şt. **Tehnologii şi utilaje pentru susţinerea galeriilor cu panouri prefabricate mari din beton armat** 505

Mihăilescu Lidia, Dumitrescu Livia **Soluţii de valorificare a şistului cărbunos filtrat rezultat din instalaţiile de preparare** 514

Fotă, D. **Prognoză prin modelare cu materiale echivalente a mărimii unghiurilor de influenţă în culcuş la exploatarea în adîncime a unor strate de cărbune cu înclinare mare** 516

Manolescu, G. **Factori care decid productivitatea sondelor** . . . 526

Pavel, A. **Calculul regimului de strîngere cu hidrotensoare a şuruburilor şi prezoanelor (II)** . . . 532

COLEGIUL DE REDACŢIE

Preşedinte : ing. **Vasile-Gheorghe Scripăţ-Florescu** ; *vicepreşedinţi :* dr. ing. **Gheorghe Aldea** şi ing. **Traian Cojocaru** ; *membri :* ing. **Teodor Boru,** ing. **Gheorghe Boteanu,** ing. **Alexandru Butac,** ing. **Minea Ene,** prof. dr. ing. **Dumitru Fodor,** dr. ing. **Iancu Geangălă,** ing. **Gheorghe Giuclea,** ing. **Ion Gâf-Deac,** dr. ing. **Mircea Guran,** ing. **Ion Mărăscu,** ing. **Ion Mitrea,** dr. ing. **Florea Neagu,** ing. **Nicolae Pantilie,** ing. **Mircea Refec,** ing. **Aurel Sandu,** dipl. univ. **Elena Vrânceanu,** *redactor.*

REZUMATE

C.Z. 622.281.5 : 622.831.24 : 517

Elczner, G. *Elemente de calcul privind eforturile din armăturile metalice ale galeriilor*

Se analizează posibilităţile de exprimare a funcţiilor ce caracterizează eforturile într-o secţiune curentă, avînd în vedere că arcul dublu articulat este odată static nedeterminat. De asemenea se are în vedere că aceste susţineri, prin ghidaje glisante, permit limitarea presiunii rocilor, insistîndu-se asupra forţelor ce apar în urma schimbării formei prin glisare în ghidaje şi asupra legăturii dintre lungimea arcului rezultat în urma glisării şi aceste forţe.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 11, 1987

C.Z. 622.281.74 : 622.283.74 : 622.284.74

Ţiplea, V., Bozîntan, C. *Contribuţii la aplicarea tehnologiei de implantare şi control a ancorelor tubulare despicate la lucrări de susţineri miniere*

Autorii prezintă tehnologia de ancorare şi control prin stabilirea parametrilor de montaj ai ancorei şi determinarea forţei de smulgere pentru ancore tubulare despicate cu blocare pe toată lungimea, tehnologie cu posibilităţi certe de aplicare în bazinul minier Maramureş.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 11, 1987

C.Z. 622.261 : 622.281.4

Crăciunescu, B. ş.a. *Tehnologii şi utilaje pentru susţinerea galeriilor cu panouri prefabricate mari din beton armat*

Sînt prezentate rezultatele obţinute prin aplicarea a două tehnologii de execuţie a galeriilor principale de deschidere, respectiv execuţie prin perforare-împuşcare, susţinere cu prefabricate mari din beton armat, la profil circular simplu (Ø 3 m) şi dublu (Ø 4 m), cu injectarea de consolidare în spatele susţinerii şi execuţie cu combine de înaintare cu atac parţial, susţinere provizorie mecanizată şi definitivă din prefabricate mari de beton armat, cu injectare de consolidare în spatele susţinerii, rezultat al muncii lucrătorilor din cadrul Institutului de cercetări, inginerie tehnologică şi cercetări miniere pentru huilă Petroşani

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 11, 1987

CZ.Z. 622.794.4

Mihăilescu Lidia, Dumitrescu Livia *Soluţii de valorificare a şistului cărbunos filtrat rezultat din instalaţiile de preparare*

În vederea valorificării turtelor de filtrare rezultate din instalaţiile de preparare a cărbunelui, s-a început construirea unei instalaţii de uscare pilot, la una din uzinele de preparare a cărbunelui din Valea Jiului.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 11, 1987

C. Z. 622.831.6 (001.5) : 622

Fotă, D. *Prognoză prin modelare cu materiale echivalente a mărimii unghiurilor de influenţă în culcuş la exploatarea în adîncime a unor strate de cărbune cu înclinare mare*

În vederea prognozării mărimii deformaţiilor ce se transmit la suprafaţă, ca urmare a extinderii în adîncime şi pe direcţie a exploatării cărbunelui din stratele care alcătuiesc blocul O din zăcămîntul Petrila, autorul prezintă condiţiile geologo-tehnice ale zăcămîntului, criteriile, parametrii şi caracteristicile care au stat la baza reproducerii pe modele din materiale echivalente a exploatării, precum şi rezultatele obţinute. Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 11, 1987

C.Z. 622.243.144 : 65.011.46

Manolescu, G. *Factori care decid productivitatea sondelor*

Autorul face o scurtă prezentare a principalilor factori care intervin în productivitatea sondelor : pătrunderea particulelor solide din noroiul de foraj în pori, pătrunderea noroiului filtrat în spaţiile goale şi mobilizarea mineralelor de tipul argilelor în formaţiunile productive. Sînt discutate şi aprofundate consecinţele acestor factori, iar în concluzie se subliniază necesitatea reconsiderării „valorilor mici" ale filtrării noroiului de foraj şi a toleranţelor admise în deschiderea sondelor.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 11, 1987

C.Z.622.24.053

Pavel, A. *Calculul regimului de strîngere cu hidrotensoare a şuruburilor şi prezoanelor (II)*

Cazul şuruburilor/prezoanelor solicitate static în condiţiile de exploatare se rezolvă prin metoda generală consacrată, prezentîndu-se şi o aplicaţie numerică. Se rezolvă, de asemenea, cazul şuruburilor/prezoanelor solicitate variabil în condiţiile de exploatare. Verificarea experimentală a regimului strîngerii se reţine în alternativa unei singure treceri (trepte). Calculul exemplificativ priveşte şuruburile unor prăjini de foraj de $14\ ^3/_8$ in cu flanşe.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 11, 1987

CONTENTS

C.Z. 622.281.5 : 622.831.24 : 517

Elczner, G. *Calculus elements concerning the pressures in the metalic (steel) reinforcement galleries*

The article analyses the possibilities to express the functions which characterize the pressures in a current section, taking into account that the double articulated arch is statically undetermined. At the same time the fact is taken into account that these supports, by the help of sliding guiding devices, allow for a limit of the rocks'pressure, stress being laid on the forces which appear as a result of a change in shape, due to the sliding movement of the guiding devices, as well as on the connection between the length of the arch resulted from the sliding movement and these forces.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 11, 1987

C.Z. 622.281.74 : 622.283.74 : 622.284.74

Ţiplea, V., Bozîntan, C. *Contribution to the application of the technology regarding the setting up and the control of split tubular bolts for mining supports*

The authors present the bolting and control technology by establishing the parameters for the setting up of the bolt and the way in which the pull out force for split tubular bolts, blocked all along the way, is determined, a technology with certain possibitilies of application in the Maramureş mining field.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 11, 1987

C.Z.622.261 : 622.281.4

Crăciunescu, B. et al. *Technologies and equipment for the support of galleries with large reinforced concrete prefabricated panels*

The article presents the results achieved by application of two cutting technologies for the main roadways, respectively by drilling and blasting, the supporting being supplied by large reinforced concrete prefabricated panels for simple and double circular profiles, with the consolidating injection behind the support and the application of roadheaders, mechanized temporary support and permanent one, of large reinforced concrete prefabricated panels, with consolidating injection behind the support ; this is a result of the efforts of specialists at the Institute for Mining Research, Design and Engineering Technology for Mineral Coal, Petroşani.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 11, 1987

C.Z. 622.794.4

Mihăilescu Lidia, Dumitrescu Livia *Solutions for the turning into account of the filtered carboniferous shales resulted from the preparation plant*

In order to turn into account the filter cakes resulted from the coal preparation plants, the building up of a pilot drying installation was started at one of the coal preparation plants in the Jiu Valley.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 11, 1987

C.Z. 622.831.6 (001.5) : 622

Fotă, D. *Prognosis by modelling with equivalent materials of the size of influence angles in the floor for the deep exploitation of some steep coal seams*

In order to forecast the size of the distortions which are transmitted to the surface, as a result of the extension of the depth and striking coal mining in the seams which form block O of the Petrila deposit. The author presents the geotechnical conditions of the deposit, the criteria, parameters and characteristics which represened the basis for the modelling with equivalent materials of the coal mining process as well as the results which have been achieved.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 11, 1987

C.Z. 622.243.144 : 65.011.46

Manolescu, G. *Decisive factors for the productivity of oilewells*

The author makes a brief presentation of the main factors which interfere with the productivity of oilwells : the penetration of solid particles from the drilling slurry into the pores, the penetration of the filtered slurry into the empty spaces and the movement of clay-like minerals into the productive formations. The consequences of these factors are discussed, while the conclusions underline the necessity for the reconsideration of the "small values" of the process of filtering the drilling slurry and the allowed tolerances for the opening of oilwells.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 11, 1987

C.Z. 622. 24.053

Pavel, A. *Calculation of the hydrotensor pressing regime for bolts and studs (II)*

The case of the statically stressed bolts/studs in mining conditions is solved by the help of the traditional method, a numerical application also being presented. The case of the variably stressed bolts/studs in mining conditions is also solved. The experimental check up of the pressing regime is to be mentioned, for the alternative of a single passage (stage). The model calculus regards the bolts of some flanged $14\,^{3}/_{8}$ in drilling rods.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 11, 1987

СОДЕРЖАНИЕ

C.Z. 622.281.5 : 622.831.24 : 517

Елкзнер, Г. *Расчётные элементы усилий металлических крепей выработок*

Анализированы возможности представления выражений, характеризизующих усилий секции, имея в виду, что круговая двухшарнирная арка является статически неопределенной. Тоже имеется в виду, что эти крепи скользящими направляющими обеспечивают ограничение напряжения пород, настаивая на усилия, появляющие вследствии изменения формы скольжением направляющими, и на связь длины арки, появляющей после скольжения, и этих сил.

Ключевые слова: расчётные элеменнты, металлическая крепь, усилия, арка, направляющие, скольжение.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 11, 1987

C.Z. 622.281.74 : 622.283.74 : 622.284.74

Ципля, В., Бозынтан, К. *Вклады в применение технологии монтажа и контроля трубчатых колотых анкеров, применяемых для крепления горных выработок*

Авторы представляют технологию монтажа и контроля анкеров установлением параметров монтажа и определением усилия отрыва для трубчатых анкеров, колотых с блокировкой по всей длине. Эта технология имеет возможности применения в горном бассейне Марамуреш.

Ключевые слова: технология, монтаж, контроль, трубчатые анкеры, параметры, усилие отрыва.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 11, 1987

C.Z. 622.261 : 622.281.4

Крэчунеску, Б. и др. *Технологии и оборудование для крепления выработок железобетонными панелями*

Представлены полученные результаты при применении двух технологий проходки главных вскрышных выработок, соответственно проходка буровзрывными работами, креплением большими железобетонными панелями для простого круглого профиля (Ø 3 м) и двойного профиля (Ø 4 м), набрызгбетоном за крепь и проходка проходческим комбайном частичной выемкой, механическим временным и оканчательным креплением большими железобетонными панелями, как результат работников Института исследования, технологического инженерства и горного проектирования для каменного угля Петрошань.

Ключевые слова: технология, оборудование, крепление, выработка, железобетонные панели, выемка.

Mine,Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 11, 1987

C.Z. 622.794.4

Михэилеску Лидия, Думитреску Ливия *Решения для использования фильтрированного сланца полученного из обогатительных установок*

В виду использования кека фильтрирования из установок обогащения угля, началось построение пилотной установки осушения на одном предприятии обогащения угля в Валя Жиулуй.

Ключевые слова: использование, углистый сланец, обогатительные установки, кек фильтрирования, Валя Жиулуй.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 11, 1987

C.Z. 622.831.6 (001.5) : 622

Фотэ, Д. *Прогноз моделированием эквивалентными материалами размера углов влияния на почве при глубинной эксплуатации угольных пластов большого наклона*

В виду прогнозирования размеров деформаций переданных к поверхности, следствием расширения вглубине и по направлению эксплуатации угля в пластах, которые образуют блок О месторождения Петрила, автор представляет геолого-технические условия месторождения, критерии, параметры и характеристики, находящиеся на основе представления на моделях из эквивалентных материалах эксплуатации, а также полученные результаты.

Ключевые слова: прогноз, моделирование, глубинная эксплуатация, влияние, деформации, месторождение.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 11, 1987

C.Z. 622.243.244 : 65.011.46

Манолеску, Г. *Факторы, решающие производительность скважин*

Автор кратко представляет главные факторы, влияющие на производительность скважин: проникновение твёрдых частиц из буровой пульпы в поры, проникновение филтрированной пульпы в голые пространства и мобилизирование минералов типа глин в продуктивные образования. Представлены и углублёны следствия этих факторов, а в заключении подчёркивается необходимость пересчёта „маленьких стоимостей" фильтрирования буровой пульпы и допусков при раскрытии скважин.

Ключевые слова: факторы, производительность, скважина, буровая пульпа, раскрытие.

Mine, Petrol şi Gaze, nr. 11, 1987

C.Z. 622.24.053

Павел, А. *Расчёт режима свинчивания гидротенсорами винтов и шпилек (II)*

Случай винтов/шпилек статически напряжёнными в условиях эксплуатации решается общим известным методом, представляя и числовой припер. Тоже, решается случай винтов/ шпилек изменчиво нагруженных в условиях эксплуатации. Экспериментальное проверение режима свинчивания представлена в альтернативе единой ступени. Примерный расчёт относится к винтам буровых штанг Ø 14 $^{3}/_{8}$ in фланцами.

Ключевые слова: режим, расчёт, винты, эксплуатация, метод, буровые штанги.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 11, 1987

SOMMAIRE

C.Z. 622.281.5 : 622.831.24 : 517

Elczner, G. *Eléments de calcul concernant les tensions des soutènements métalliques des galéries*

On analyse les possibilités d'exprimation des fonctions qui caractérisent les tensions dans une section commune, ayant en vue le fait que le cintre doublement articulé est, de point de vue statique, nondéterminé. De même, on a en vue le fait que ces soutènements permettent, à l'aide des guidages glissants, la limitation de la pression des roches en insistant sur les forces qui apparaissent à la suite du changement de la forme par le glissage et sur la liaison entre la longueur du cintre résulté à la suite du glissage et ces forces.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 11, 1987

C.Z. 622.281.74 : 622.283.74 : 622.284.74

Ţiplea, V., Bozintan, C. *Contributions à l'application de la technologie d'implantation et de contrôle des ancres tubulaires fendues aux travaux de soutènements miniers*

Les auteurs présentent la technologie de boulonnage et de contrôle par l'établissement des paramètres de montage de l'ancre et la détermination de la force d'arrachement pour les ancres tubulaires fendues à blocage sur toute la longueur, technologie avec des possibilités réelles d'application dans le bassin minier Maramureş.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 11, 1987

C.Z. 622.261 : 622.281.4

Crăciunescu, B. ş. a. *Technologies et outillages pour le soutènement des galéries à l'aide des panneaux préfabriqués en béton armé*

On présente les résultats obtenus par l'application de deux technologies d'execution des galéries principales d'ouverture, respectivement d'execution par du perforage et tir, soutènement avec des éléments préfabriqués en béton armé, à un profile circulaire simple (Ø 3 m) et double (Ø 4 m), avec l'injéction de consolidation derrière le soutènement et execution avec des haveuses de fonçage à attaque partiel, soutènement provisoire mécanique et définitive en préfabriqués en béton armé, avec l'injéction de consolidation derrière le soutènement-résultat du travail des spécialistes de l'Institut de recherches, génie technologique et recherches minières pour la houile de Petroşani.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 11, 1987

C.Z. 622.794.4

Mihăilescu Lidia, Dumitrescu Livia *Sollutions de valorisation du schiste charbonneux filtré provenant des installations de préparation*

En vue de la valorisation des gâteaux de filtration provenant des installations de préparation du charbon, on a commencé la construction d'une installation pilot de séchage à l'une des uzines de préparation du charbon de la Vallée de Jiu.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 11, 1987

C.Z. 622.831.6 (001.5) : 622

Fotă, D. *Prognose par modelage avec des matériaux équivalents de la grandeur des angles d'influence du mur à l'exploitation en profondeur des couches de charbon à fort pendage*

En vue de la prognose de la grandeur des déformations qui se transmettent à la surface, à la suite de l'extension en profondeur et sur la direction de l'exploitation du charbon des couches qui forment le bloc O du gisement Petrila, l'auteur présente les conditions géologiques-techniques du gisement, les critères, les paramètres et les caractéristique qui se trouvent à la base de la réproduction sur des modèles en matières équivalentes de l'exploitation, de même que les résultats obtenus.

Mine, Petrol și Gaze, vol. 38, nr. 11, 1987

C.Z. 622.243.144 : 65.011.46

Manolescu, G. *Les facteurs qui décident la productivité des puits*

L'auteur fait une courte présentation des principaux facteurs qui interviennent dans la productivité des puits : la pénétration des particules solides de la boue de forage dans les pores, la pénétration de la boue filtrée dans les espaces vides et la mobilisation des minéraux du type des argiles dans les formation productives. On discute en détail les conséquences de ces facteurs et on souligne la nécessité de la réconsidération des „valeures petites" de la filtration de la boue de forage et des tolérances admises à l'ouverture des puits.

Mine, Petrol și Gaze, vol. 38, nr. 11, 1987

C.Z. 622.24.053

Pavel, A. *Le calcul du régime de serrage des boulons et des goujons avec des hydrotenseurs (II)*

Le cas des boulons/goujons solicités de point de vue statique dans les conditions d'exploitation est résolu par la méthode générale consacrée, en présentent aussi une application numérique. On résoude aussi le cas des boulons/goujons sollicités avariablement dans des conditions d'exploitation. La vérification expérimentale du régime de serrage est retenu dans l'altéranative d'un seul gradin. Le calcul donné comme exemple se réfère aux boulons d'une tige de sonde de 14 $^{3}/_{8}$ in avec des brides.

Mine, Petrol și Gaze, vol. 38, nr. 11, 1987

INHALT

C.Z.622.281.5 : 622.831.24 : 517

Elczner, G. *Berechnungselemente betreffend die Spannungen in den metallischen Streckenausbaubögen*

Überprüft werden die Ausdruckmöglichkeiten der Funktionen welche die Spannungen in einem laufenden Ausbauelement charakterisieren, in Anbetracht dessen dass der Doppelgelenkbogen statisch einmal unbestimmt ist. Gleichfalls wird es berücksichtigt dass diese Ausbaue, durch Gleitführungen die Begrenzung des Gebirgsdruckes ermöglichen. Hingewiesen wird auf die, in Folge der Formänderung durch Gleitung in den Führungen auftretenden Kräfte und auf die Beziehung zwischen der, in Folge der Gleitung resultierenden Bogenlänge und diesen Kräften.

Mine, Petrol și Gaze, vol. 38, nr. 11,1987

C.Z. 622.281.74 : 622.283.74 : 622.284.74

Țiplea, V., Bozintan, C. *Beitragungen zu der Anwendung der Technologie der Spaltrohrenankereinsatz und — kontrolle in den Grubenausbauarbeiten*

Die Verfasser stellen die Technologie der Ankereinsatz und — kontrolle, durch die Festlegung der Eisantzparameter des Ankers und die Bestimmung der Reisskräfte für Spaltrohrenanker mit Blockierung auf der ganzen Länge, vor. Das ist eine Technologie mit sicheren Anwendungsmöglichkeiten in dem Maramureș Bergbaurevier.

Mine, Petrol și Gaze, vol. 38, nr. 11, 1987

C.Z. 622.261 : 622.281.4

Crăciunescu, B. et al. *Technologien und Ausrüstungen für den Streckenasbau mit vorgefertigten Stahlbetontafeln*

Vorgestellt werden die Ergebnisse welche durch die Anwendung von zwei Arbeitstechnologien für Hauptvorrichtungsstrecken erreicht wurden, u. zwar : eine, durch Bohrung — Sprengen, Ausbau mit grossen vorgefertigten Stahlbetontafeln, mit einfachen und doppelten Rundprofilen (Ø 4 m), und Konsolidierung durch Injektion hinter dem Ausbau ; die andere mit Vortriebsmaschinen, mechanisiertem provisorischen Ausbau und endgültigem Ausbau durch grossen Stahlbetontafeln, und Konsolidierungsinjektion, hinter dem Ausbau. Beide Technologien sind die Ergebnisse der Arbeit der Mitarbeiter des Institutes für bergbaulichen Forschungen, Verfahrenstechnik und Projektierung für Steinkohle, Petroșani.

Mine, Petrol și Gaze, vol. 38, nr. 11, 1987

C.Z. 622.794.4

Mihăilescu Lidia, Dumitrescu Livia, *Lösungen für die Auswertung der aus den Aufbereitungsanlagen sich ergebenden Kohlenschiefer*

Zwecks der Auswertung der Filterkuchen, welche aus den Kohlenaufbereitungsanlagen resultieren, ist die Errichtung einer Pilot — Trocknungsanlage bei einer Aufbereitungsanlage in Jiu Tal angefangen.

Mine, Petrol și Gaze, vol. 38, nr. 11, 1987

C.Z. 622.831.6 (001.5) : 622

Fotă, D. *Vorsage, durch Simulierung mit gleichartigen Stoffen, der Grösse der Einflusswinkel in dem Liegenden, bei dem Abbau in grosser Teufe von stark geneigten Kohlenflözen*

Zwecks der Vorsage der Grösse der nach Oberfläche sich übertragenden Verformungen, als Folge der Teufen- und Streichenabbauausdehnung in den Flözen welche den Block O der Petrila Lagerstätte bilden, stellt der Verfasser die geologischen und technischen Bedingungen der Lagerstätte, die Kriterien, die Parameter und Charakteristiken welche die Grundlage der Modellnachbildung des Abbaus, mit gleichartigen Stoffen bildeten und die erreichten Ergebnisse, vor.

Mine, Petrol și Gaze, vol. 38, nr. 11, 1987

C.Z. 622.243.144 : 65.011.46

Manolescu, Gh. *Faktoren welche die Leistung der Bohrungen bestimmen*

Der Verfasser stellt die Hauptfaktoren vor, die die Leistung der Bohrungen beeinflüssen : das Eindringen der Fest stoffteilchen von der Spülflüssigkeit in die Poren, das Eindringen der filtrierten Spülflüssigkeit in die leere Räume und die Mobilisierung der tonartigen Mineralstoffe in den produktiven Formationen. Besprochen und überprüft werden die Folgen dieser Faktoren und die Notwendigkeit der Umbetrachtung „der kleinen Werte" der Filtrierung der Spülflüssigkeit und der zulässigen Toleranzen in dem Aufschluss der Bohrungen wird unterstrichen.

Mine, Petrol și Gaze, vol. 38, nr. 11, 1987

C.Z. 622.24.053

Pavel, A. *Die Berechnung des Anziehens von Schrauben und Prisonstiften mit Hydrotensoren (II)*

Der Fall der statisch belasteten Schrauben/Prisonstiften in Betriebsbedingungen wird durch die allgemein bekannte Methode gelöst, wobei auch ein numerischer Bespiel vorgestellt wird. Gelöst wird auch der Fall der schwankend belasteten Schrauben/Prisonstiften in Betriebsbedingungen Die experimentelle Prüfung des Anziehens erfolgt in die Alternative mit einem einzigen Gang (Stufe). Die Beispielberechnung betrifft die Schrauben einer geflanschten 14 $^{3}/_{8}$ in Bohrstange.

Mine, Petrol și Gaze, vol. 38, nr. 11, 1987

Elemente de calcul privind eforturile din armăturile metalice ale galeriilor

Conf. dr. ing. **G. Elczner**
Institutul de Mine Petroşani

În minele noastre, sute de kilometri de galerii sînt susţinute cu ajutorul armăturilor metalice din profile laminate. Proiectarea, precum şi buna exploatare a acestora impun cunoaşterea eforturilor din structura metalică, în funcţie de presiunea rocilor şi modul de funcţionare a susţinerii.

În jurul galeriilor, în general, se formează o stare de tensiune plană, astfel că se poate considera că asupra unei armături acţionează o sarcină distribuită vertical p_y şi o sarcină distribuită orizontal p_x, aşa cum se arată în figura 1. Dacă sarcinile verticale p_y şi p_x se consideră uniform distribuite, acestea se pot exprima în funcţie de presiunea verticală a rocilor p :

$$p_y = pL, \qquad (1)$$

$$p_x = kpL,$$

unde

L reprezintă pasul de armare ;
k — coeficient ce face legătura între presiunea verticală şi cea orizontală.

Forma geometrică a armăturii este determinată de condiţia ca în orice secţiune a sa momentul încovoietor să fie cît mai mic posibil. Cazul ideal se realizează atunci cînd momentul încovoietor este nul de-a lungul întregului contur. Dacă astfel se consideră o armătură de galerie de formă oarecare ce este încărcată în plan cu sarcinile uniform distribuite p_x şi p_y, aşa cum se poate vedea în figura 1, atunci într-o secţiune de coordonate x şi y vor apărea eforturile N, T şi M ; N reprezentînd efortul normal ; T — forţa tăietoare, iar M momentul încovoietor.

Avînd în vedere condiţia ca M în orice secţiune să fie nul, rezultă următoarea relaţie în funcţie de coordonatele x şi y şi eforturile H, V şi M_0 ce se realizează în originea sistemului de referinţă (fig. 1) :

$$M_0 - H\cdot y + V\cdot x - p_y\frac{x^2}{2} - p_x\frac{y^2}{2} = 0. \qquad (2)$$

Din această relaţie, în urma unor transformări simple, se ajunge la forma de elipsă, avînd în vedere că : $H = 0$, deoarece axa X este axă de simetrie, iar p_x este uniform distribuită.

$V = p_y\cdot a$, atunci cînd p_y este, de asemenea, constant, iar deschiderea armăturii este $2a$, aşa cum se vede în figura 1. M_0 este şi el nul conform condiţiei de anulare pe contur a momentului încovoietor, astfel că relaţia elipsei va avea forma :

$$\frac{(x-a)^2}{a^2} + \frac{y^2}{\left(a\sqrt{\frac{p_y}{p_x}}\right)^2} = 1. \qquad (3)$$

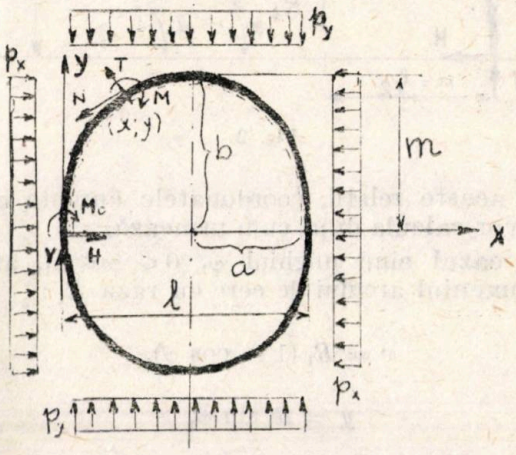


Fig. 1

Dacă se notează cu b semiaxa mare, atunci :

$$b = a\sqrt{\frac{p_y}{p_x}} \qquad (4)$$

şi rezultă că semiaxele acestei elipse trebuie să îndeplinească următoarea condiţie :

$$\frac{a}{b} = \sqrt{k}. \qquad (5)$$

Toate galeriile de mină au la bază, ca principiu constructiv, partea superioară a acestei elipse, a cărei deschidere la vatră, adică lăţimea galeriei, $l = 2a$, iar înălţimea m este egală cu semiaxa b. Conturul galeriei, ca şi forma armăturilor se abat mai mult sau mai puţin de la cea eliptică. Astfel, arcul de elipsă poate fi aproximat prin două arce de cerc, aşa cum se arată în figura 2.

În acest caz momentul încovoietor nu va mai fi nul în toate secţiunile armăturii, dar va fi zero totdeauna în articulaţia de la baza galeriei, iar expresiile eforturilor într-o secţiune oarecare vor avea forma de mai jos, aşa cum rezultă din figura 2 :

$$M = V\cdot x - H\cdot y - p_y\frac{x^2}{2} - p_x\frac{y^2}{2},$$

$$T = v\sin\varphi - H\cos\varphi - p_x\cdot y\cos\varphi - p_y\cdot x\sin\varphi, \qquad (6)$$

$$-N = +V\cos\varphi + H\sin\varphi + p_x y\cos\varphi - p_y\cdot x\sin\varphi.$$

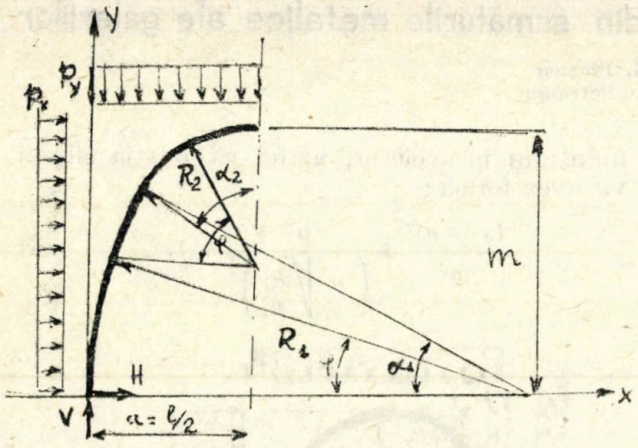


Fig. 2

În aceste relaţii, coordonatele curente x şi y se vor calcula după cum urmează.

În cazul cînd unghiul φ, $0 \leqslant \varphi \leqslant \alpha_1$, aflat în domeniul arcului de cerc cu raza R_1:

$$x = R_1 (1 - \cos \varphi), \qquad (7)$$

$$y = R_1 \sin \varphi,$$

iar în cazul arcului de cerc cu raza R_2, cînd φ ia valori între $\left(\frac{\pi}{2} - \alpha_2\right)$ şi $\frac{\pi}{2}$, avem:

$$x = \frac{l}{2} - R_2 \cos \varphi, \qquad (8)$$

$$y = c + R_2 \sin \varphi,$$

în care constanta C se determină cu relaţia:

$$C = (R_1 - R_2) \sin \varphi. \qquad (9)$$

În foarte multe cazuri, forma armăturii de galerie este definită de o porţiune dreaptă de lungime h şi un arc de cerc de rază R, aşa cum se arată în figura 3.

Pentru acest tip de galerie, expresiile eforturilor N, T şi M, într-o secţiune curentă, vor fi date tot de relaţiile (6), iar coordonatele curente x şi y pentru arcul de cerc se scriu analog, ca în cazul arătat în figura 2:

$$x = \frac{l}{2} - R \cos \varphi,$$

$$y = h + R \sin \varphi. \qquad (10)$$

De altfel, trecerea de la forma prezentată în figura 2 la cea din figura 3 se poate face uşor dacă se are în vedere că aici R_1 tinde spre infinit cînd α_1 devine zero, iar $\alpha_2 = \frac{\pi}{2}$ şi $R_2 = R$. De asemenea, constanta C din relaţia (9) va fi egală cu înălţimea stîlpilor laterali h.

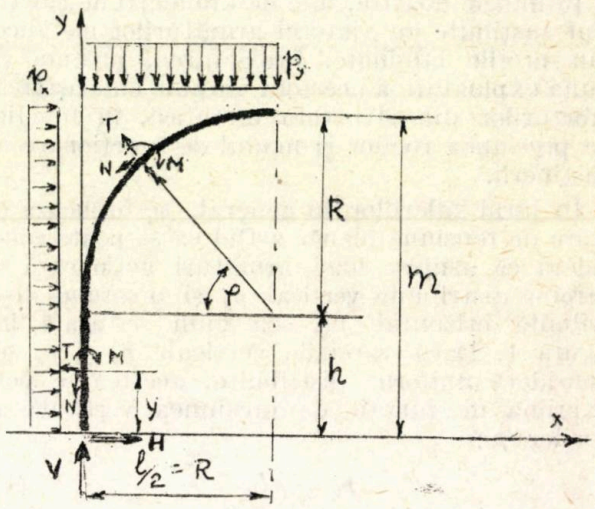


Fig. 3

În relaţiile eforturilor (6) reacţiunea verticală V se determină simplu fiind egală cu $p_y \cdot a$, însă reacţiunea orizontală H este o mărime static nedeterminată, cunoscută în teoria arcului dublu articulat ca împingerea laterală. Pentru determinarea lui H se va ţine seama de deformaţia arcului sub efortul momentului încovoietor M şi a forţei normale N, deformaţie care în punctul de articulaţie a reazemului de pe vatră trebuie să fie nulă. Astfel, se poate scrie următoarea relaţie:

$$\int_0^h \frac{M}{EI_z} \cdot \frac{\partial M}{\partial H} \, dy + \int_0^{\frac{\pi}{2}} \frac{M}{EI_z} \cdot \frac{\partial M}{\partial H} \, ds + \int_0^h \frac{N}{EA} \cdot \frac{\partial N}{\partial H} \, dy + \int_0^{\frac{\pi}{2}} \frac{N}{EA} \cdot \frac{\partial N}{\partial H} \, ds = 0, \qquad (11)$$

în care EI_z şi EA reprezintă rigidităţile la încovoiere, respectiv la întindere-compresiune a profilului folosit ca armătură metalică.

În relaţia (11) M şi N, respectiv $\frac{\partial M}{\partial H}$ şi $\frac{\partial N}{\partial H}$ vor avea următoarele expresii.

Pentru domeniul stîlpului lateral, în care $0 \leqslant y \leqslant h$, avem:

$$M = -H.y - p_x \frac{y^2}{2} \text{ şi } \frac{\partial M}{\partial H} = -y,$$

$$N = -V = -\frac{p_y l}{2} = p_y R, \text{ respectiv } \frac{\partial N}{\partial H} = 0, \qquad (12)$$

iar pentru porțiunea arcului de cerc unde $0 \leqslant \varphi \leqslant \frac{\pi}{2}$ rezultă următoarele expresii:

$$M = -H \cdot h - p_x \frac{h^2}{2} - H \cdot R \sin \varphi +$$

$$+ VR(1 - \cos \varphi) - p_x \frac{R^2}{2} \sin^2 \varphi -$$

$$- p_y \frac{R^2}{2} (1 - \cos \varphi)^2$$

și:

$$\frac{\partial M}{\partial H} = -h - R \sin \varphi$$

$$N = -V \cos \varphi - H \sin \varphi - p_x h \sin \varphi -$$

$$-p_x R \sin^2 \varphi + p_y R(1 - \cos\varphi) \cos \varphi, \qquad (13)$$

respectiv:

$$\frac{\partial N}{\partial H} = -\sin \varphi.$$

Ținînd seamă de relațiile (1); (6); (10); (11); (12) și (13), se determină expresia împingerii laterale H, obținînd următoarea formă:

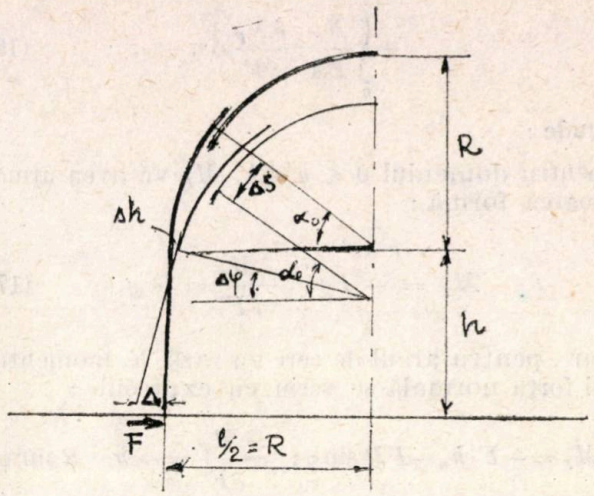


Fig. 4

Din figura 4 se poate vedea că:

$$\Delta\varphi = \frac{\Delta S}{R},$$

unde:

ΔS reprezintă glisarea în ghidaje în urma închiderii armăturii,

iar:

$$\Delta h = R[1 - \cos(\Delta\varphi)],$$

$$H = pL \cdot \frac{\frac{1}{EI_z}\left[\frac{\pi}{8} hR^3 + \frac{2}{3} R^4 - k\left(\frac{h^4}{8} + \frac{\pi}{4} h^3 R + \frac{1}{2} h^2 R^2 + \frac{\pi}{8} hR^3 + \frac{2}{3} R^4\right)\right] + \frac{1}{EA}\left[-\frac{R^2}{3} - k\left(\frac{\pi}{4} hR + \frac{2}{3} R^2\right)\right]}{\frac{1}{EI_z}\left[\frac{h^3}{3} + \frac{\pi}{2} h^2 R + 2hR^2 + \frac{\pi}{4} R^3\right] + \frac{1}{EA} \cdot \frac{\pi R}{4}} \qquad (14)$$

Pentru limitarea efortului normal N, armăturile galeriilor sînt astfel construite, încît, prin glisarea în ghidaje și micșorarea conturului, nu permit creșterea presiunii rocilor peste o limită dată.

La tipul de armătură arătat în figura 3, aceste ghidaje de glisare se află pe porțiunea circulară corespunzător valorii α_0 pentru unghiul φ.

În urma deformării, datorită glisării în articulația de rezemare de pe vatră, mai apare o forță orizontală F, așa cum se arată în figura 4.

Pentru determinarea forței F, trebuie evaluată prima dată deplasarea pe orizontală Δ a capătului armăturii, dacă acesta s-ar putea realiza. Această deplasare se compune din înclinarea capătului stîlpului spre interior, notată cu Δh, și rotirea stîlpului $\Delta\varphi$.

astfel că deplasarea pe orizontală a extremității inferioare a armăturii va fi:

$$\Delta = R[1 - \cos(\Delta\varphi) - h \sin(\Delta\varphi)]$$

sau:

$$\Delta = R\left[1 - \cos\left(\frac{180}{\pi R} \Delta S\right) - h \sin\left(\frac{180}{\pi R} \Delta S\right)\right]. \qquad (15)$$

Valoarea lui Δ se mai poate exprima în funcție de momentul încovoietor M_F și forța normală N_F date de către F, pe porțiunea dreaptă și circulară a armăturii, astfel:

$$\Delta = \int_0^h \frac{M_F}{EI_z} \cdot \frac{\partial M_F}{\partial F} \, dy + \int_0^{\frac{\pi}{2}} \frac{M_F}{EI_z} \cdot \frac{\partial M_F}{\partial F} \, ds +$$

$$+\int_0^{\frac{\pi}{2}} \frac{N_F}{EA} \cdot \frac{\partial N_F}{\partial F}\, ds, \qquad (16)$$

unde :

pentru domeniul $0 \leqslant y \leqslant h$, M_F va avea următoarea formă :

$$M_F = -Fy\,; \quad \frac{\partial M_F}{\partial F} = -y, \qquad (17)$$

iar , pentru arcul de cerc cu rază R, momentul și forța normală se scriu cu expresiile :

$$M_F = -F \cdot h_0 - FR \sin\varphi\,; \quad \frac{\partial M_F}{\partial F} = -h - R\sin\varphi\,;$$

$$N_F = -F\sin\varphi\,; \quad \frac{\partial N_F}{\partial F} = -\sin\varphi. \qquad (18)$$

Introducem relațiile (17) și (18) în relația (16) din care, după efectuarea operațiilor de calcul, rezultă formula lui F, după cum urmează :

$$F = \Delta\left[\frac{4E}{\pi R}\left(\frac{I_z}{2h^2 + R^2} + A\right) + \frac{3\,EI_Z}{b(h^2 + 6R)}\right], \qquad (19)$$

în care : Δ se determină în funcție de ΔS cu ajutorul relației (15).

Avînd în vedere că $p_x = kpL$, $p_y = pL$ și ținînd seamă de expresia lui H și de F, se pot determina relațiile generale de eforturi în armătura de galerie arătată în figura 3.

Astfel, în stîlpii laterali pentru cazul cînd $0 \leqslant y \leqslant h$, avem :

$$M = -H \cdot y - kpL\frac{y^2}{2} - F \cdot y\,;$$

$$T = -H - kpL \cdot y - F\,; \qquad (20)$$

$$N = -V = -pLR.$$

Pentru porțiunea în formă de arc de cerc, unde $0 \leqslant \varphi \leqslant \frac{\pi}{2}$, există următoarele relații :

$$M = pL\left[\left(\frac{R}{2}\right)^2 \cdot (1 - k)\sin^2\varphi - h\left(\frac{H}{pl} + \frac{k}{2}h\right)\right] - F(h + R\sin\varphi)\,;$$

$$T = pL\left[\frac{R}{2}(1-k)\sin 2\varphi - \left(\frac{H}{pL} + kh\right)\cos\varphi\right] - F\cos\varphi\,; \qquad (21)$$

$$N = -pL\left\{\frac{R}{2}[1 + k + (1-k)\cos 2\varphi] + \left(\frac{H}{pL} + kh\right)\sin\varphi\right\} - F\sin\varphi.$$

Limitarea presiunii rocilor p se determină pe baza forței de frecare în ghidaje N_f, care este funcție de forța de strîngere a bridelor Q :

$$N_f = -\mu Q. \qquad (22)$$

Dacă se egalează forța normală N, pentru $\varphi = \alpha_0$ cu N_f, și se ține seamă că în cazul cînd lunecarea în ghidaje este zero și $F = 0$, se poate determina presiunea rocilor înainte de momentul începerii glisării armăturii în ghidaje :

$$p = \frac{\mu Q}{L\left\{\frac{R}{2}[1 + k + (1-k)\cos 2\alpha_0] + \left(\frac{H}{pL} + kh\right)\sin\alpha_0\right\}}. \qquad (23)$$

În cazul cînd armătura a început să lunece în ghidaje, se va ține seamă și de forța de deformare F, atunci expresia presiunii rocilor va avea următoarea formă :

$$p = \frac{\mu Q + F\sin\alpha_0}{L\left\{\frac{R}{2}[1 + k + (1-k)\cos 2\alpha_0] + \left(\frac{H}{pL} + kh\right)\sin\alpha_0\right\}}. \qquad (24)$$

În urma exprimării lui p cu relația (24), se poate introduce în expresiile eforturilor N, T și M din relațiile (20) și (21) valoarea presiunii rocilor care acționează asupra susținerii în funcție de lunecarea în ghidaje ΔS și forța de strîngere a bridelor Q.

Valorile eforturilor astfel determinate permit o evaluare mai exactă a tensiunilor și o dimensionare mai corectă a armăturilor galeriilor de mină. Metoda de calcul arătată se referă, în mod expres, la forma de armătură arătată în figura 3, dar ea se poate extinde la orice formă de galerie foarte ușor, avînd în vedere relațiile (3); (6); (7); (8); (9) și (10).

Bibliografie

[1] Buzdugan, G. *Rezistența materialelor*. Ed. tehnică, București.

[2] Gheorghiu, Al. *Statica construcțiilor*. Ed. tehnică, București.

[3] Popescu, Al., Todorescu, A. *Mecanica rocilor în minerit*. Ed. tehnică, București.

[4] Covaci, Șt. *Exploatări miniere*. Ed. tehnică, București.

Contribuţii la aplicarea tehnologiei de implantare şi control a ancorelor tubulare despicate la lucrări de susţineri miniere

Dr. ing. V. Ţiplea
ing. C. Bozîntan
Centrala minereurilor Baia Mare

I. Introducere

Avînd în vedere posibilitatea şi necesitatea de perfecţionare a lucrărilor de susţinere a lucrărilor miniere, se impune, în mod evident, perfecţionarea tehnologiei de ancorare şi de control pentru fiecare tip de ancoră în parte. În acest context, se va trata în prezentul articol tehnologia de ancorare şi control prin stabilirea parametrilor de montaj ai ancorei şi determinarea forţei de smulgere pentru ancore tubulare despicate cu blocare pe toată lungimea, tehnologie cu posibilităţi certe de aplicare în bazinul minier Maramureş.

Ancora tubulară despicată, cu blocare pe toată lungimea, prezintă o serie de avantaje faţă de alte tipuri de ancore cunoscute, iar construcţia, funcţionarea şi condiţiile de utilizare a acesteia sînt tratate în literatura de specialitate [2 ; 3 ; 4].

Unul dintre avantajele acestei metode constă în faptul că susţinerea se poate realiza pînă în apropierea frontului (la cca. 1 m), fără a necesita timpi tehnologici pentru obţinerea capacităţii portante, necesare susţinerii miniere.

Utilizarea acestui tip de ancoră mai prezintă avantajul posibilităţii de mecanizare a operaţiei de implantare, la lucrări de susţinere în galerii, abataje, construcţii miniere, puţuri, pozări de conducte, cabluri etc. Pentru montare se utilizează dispozitive specifice cu perforatoare uşoare, mijlocii şi grele (P-90, PG-80, P-125, P-140), montate pe coloane telescopice sau cărucioare de perforat, cu posibilitatea efectuării găurilor în evantai. Se recomandă să se folosească aceleaşi cărucioare de perforat care sînt utilizate pentru săparea galeriilor sau în abataje, fapt care conduce la o creştere importantă a productivităţii muncii şi la o reducere a preţului de cost.

II. Procesul tehnologic de montare a ancorei tubulare despicate în cadrul lucrărilor miniere

Construcţia ancorei tubulare despicate este prezentată detaliat în lucrarea menţionată la pct. 7 din bibliografie. În principiu, aceasta constă dintr-un profil rotund deschis, avînd lungimea uzuală de 1,2 ...1,8 m, dar care poate ajunge pînă la 2,5 m. La una din extremităţi ancora este de formă conică, în timp ce la extremitatea opusă este prinsă într-un inel metalic sudat, pe care se sprijină placa de susţinere (fig. 1). Pentru montare se perforează o gaură suficient de lungă pentru a traversa stratul ce trebuie să fie susţinut l_s şi a pătrunde în stratul rezistent pe adîncimea :

$$l_r = l_u + l_c + (5 \ldots 10) \text{ cm},$$

unde :

l_u este lungimea utilă pentru a crea capacitatea portantă de susţinere ;

l_c — lungimea părţii conice a ancorei şi un spaţiu suplimentar de 5 ... 10 cm, necesar pentru a se evita deformaţia ancorei la montaj, ca şi pentru a putea transforma placa concavă *2* într-un suport activ.

Diametrul găurii forate în rocă trebuie să fie mai mic decît diametrul exterior al ancorei, ceea ce va determina, la introducerea forţată a acesteia în gaură, încovoierea elastică a profilului rotund deschis, care, în poziţie montată, va exercita o presiune constantă asupra pereţilor găurii, asigurînd blocarea ancorei în rocă, datorită forţei de frecare. Aceasta constituie

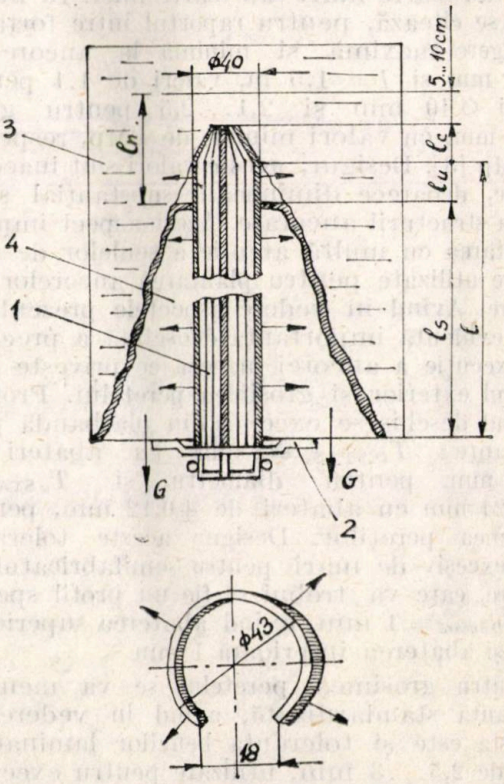


Fig. 1. Schema de funcţionare a ancorei tubulare despicate pe toată lungimea :
1 — ancoră tubulară montată ; *2* — placă de susţinere ; *3* — strat superior rezistent ; *4* — strat inferior susţinut ; *G* — greutatea blocului de rocă susţinut de ancoră ; *l* — lungimea utilă ce creează capacitatea portantă a ancorei.

forța de ancorare distribuită uniform pe toată lungimea ancorei (forța de smulgere).

Efectul de ancorare este completat de forța transmisă la suprafața rocii de placa concavă 2.

Diametrul găurilor în rocă va fi cel utilizat în mod obișnuit la restul lucrărilor miniere, urmînd ca diametrul ancorei să fie adaptat în consecință. În bazinul Maramureș se recomandă ancore cu diametrul de 43 mm, despicate 18 mm și montate în găuri cu diametrul de 40 mm. Pe plan mondial se utilizează și ancorele cu diametrul de 39 mm, despicate 16 mm, montate în găuri cu diametrul de 36 mm.

O problemă tehnologică deosebită este menținerea constantă a tuturor diametrelor de gaură forată. Pentru ancorele de Ø 43 mm, diametrul găurii trebuie să se încadreze strict în limitele de 39—40 mm. Găurile cu diametrul de 38 mm nu prezintă siguranță, din care cauză, pentru ancorele montate în aceste găuri, se va verifica, în mod obligatoriu, capacitatea portantă. Găurile cu diametrul mai mic de 38 mm vor fi considerate rebutate.

Sensibilitatea ancorelor tubulare despicate la micșorarea găurilor în rocă este determinată de deformațiile excesive ale profilului rotund deschis ce se produc la montaj, conducînd la o dispersie excesivă a forțelor de smulgere care sînt sau foarte mari sau foarte mici. În literatură se citează, pentru raportul între forța de smulgere maximă și minimă la ancore cu Ø 43 mm și $l = 1{,}5$ m, valori de 1,4 pentru găuri Ø 40 mm și 2,1...2,5 pentru găuri Ø 38 mm, cu valori minime de 4 Mp, respectiv 2,8 Mp [3]. Desigur, aceste valori sînt inacceptabile, deoarece diminuează substanțial siguranța structurii ancorate. Acest aspect impune selectarea cu multă atenție a sculelor de perforare utilizate pentru plantarea ancorelor tubulare. Avînd în vedere aspectele prezentate, este evidentă importanța deosebită a preciziei de execuție a ancorei în ceea ce privește diametrul exterior și grosimea peretelui. Profilul rotund deschis se execută din platbandă prin toleranțe : $T_{D.STAS} = 2$ mm cu abateri de ± 1 mm, pentru diametru, și $T_{g\,STAS} = 0{,}24$ mm cu abateri de $\pm 0{,}12$ mm, pentru grosimea pereților. Desigur aceste toleranțe sînt excesiv de mari pentru semifabricatul de ancore, care va trebui să fie un profil special cu $T_{D\,ancoră} = 1$ mm, avînd abaterea superioară zero și abaterea inferioară 1 mm.

Pentru grosimea peretelui se va menține toleranța standardizată, avînd în vedere că aceasta este și toleranța benzilor laminate la rece de 2,5...3 mm, utilizate pentru execuția profilului rotund deschis.

Proprietatea specifică exclusiv acestui tip de ancoră este creșterea capacității portante în timp, după montaj, o dată cu mișcările care au loc între stratele consolidate determinate de fisurația masivului, împușcări efectuate în apropiere, microseisme etc. Fenomenul se explică prin modulul transversal de rezistență la încovoiere foarte scăzut pentru profilul rotund deschis cu pereți subțiri [7]. Din punctul de vedere al tehnologiei de montaj, această însușire a ancorelor tubulare despicate prezintă, însă, inconvenientul că dacă lungimea găurii nu asigură introducerea completă a ancorei pînă cînd placa de sprijin atinge roca, aceasta flambează și ancora trebuie să fie rebutată. De aceea se impune un control atent al lungimii găurii perforate înainte de începerea plantării ancorei. Proprietatea de creștere a capacității portante în timp, prin deformare transversală, face ca ancora să fie utilizabilă cu succes și în masive cu figurație considerabilă sau în apropierea abatajelor în care se fac împușcări, fapt ce a făcut să poarte și denumirea de „set stabilizator de clivaj" [2]. Totuși, utilizarea ancorelor în aceste condiții impune o atenție deosebită la stabilirea densității de plantare a ancorelor. Aceasta trebuie în așa fel stabilită, încît rețeaua de ancore să determine formarea în jurul excavației a unei bolți artificiale.

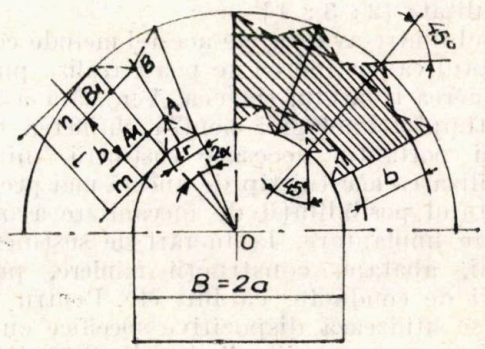


Fig. 2. Schema de calcul a distanței maxime între ancore pentru realizarea unei bolți artificiale.

În figura 2 este prezentată schema de formare a bolții artificiale consacrată pentru ancorele cu fixare la extremități. Avînd în vedere că ancora tubulară despicată are blocare în rocă pe toată lungimea, completată cu forța de fixare din placa de sprijin, se poate utiliza aceeași schemă. Pentru o lungime dată a ancorei l și o galerie cu lățimea $B = 2a$, notînd cu l_r — distanța între ancore, se deduc cu ușurință următoarele relații :

$$\alpha_{max} = \frac{l}{2a + l}, \text{ rad}, \qquad (1)$$

$$l_{r\,max} = 2a \sin \frac{l}{2a + l}, \text{ m}. \qquad (2)$$

Pentru relația (1) s-a făcut aproximația : $\operatorname{tg}\alpha \approx \alpha$.

E x e m p l u.

Pentru o excavaţie cu $B = 2{,}6$ m, în care se utilizează ancore cu $l = 1{,}4$ m, aplicînd relaţiile (1) şi (2), rezultă :

$$\alpha = 0{,}35 \text{ rad} = 20 \text{ grade}, \quad l_r = 0{,}88 \text{ m}.$$

Valorile determinate corespund situaţiei în care grosimea bolţii artificiale este $b = 0$. Pentru a obţine o boltă artificială corespunzătoare, care să depăşească limitele bolţii de surpare, este necesară micşorarea unghiului α, pînă cînd se obţine pentru b valoarea dorită, calculînd cu relaţia :

$$b = l - a\frac{\operatorname{tg}\alpha}{l - \operatorname{tg}\alpha} - (a+l)\frac{\operatorname{tg}\alpha}{l + \operatorname{tg}\alpha}. \quad (3)$$

Practica a arătat că în roci dure şi fără o fisuraţie excesivă, pentru ancore tubulare despicate, densitatea utilizabilă este de 1×1 m sau $1{,}2 \times 1{,}2$ m, cu plantarea unei ancore suplimentare la intersecţia diagonalelor pătratului. Tot din experienţă se pot adopta, în aceste cazuri, lungimi de ancore conform graficului din figura 3.

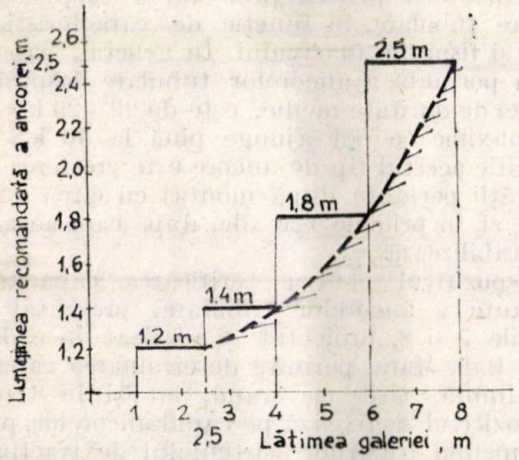


Fig. 3. Lungimea recomandată a ancorelor în galerii săpate în roci dure şi foarte dure.

Trebuie să se precizeze că plantarea ancorelor tubulare cu lungimea de peste 1,8 m este extrem de dificilă datorită pericolului de flambaj. De aceea se recomandă ca acest tip de ancore să fie utilizat cu lungimi de 1,2 . . . 1,8 m, iar peste această dimensiune să se utilizeze tije cimentate sau fixate cu răşini. Plecînd de la indicaţiile de ordin general, prezentate mai sus, este necesar ca proiectantul susţinerii miniere să determine lungimea şi densitatea ancorelor pentru condiţiile geo-miniere concrete în care se execută lucrarea.

III. Utilaje şi echipamente pentru montarea ancorelor tubulare despicate

Procesul tehnologic de montare a ancorelor tubulare despicate cu blocare pe toată lungimea prezintă o serie de avantaje, după cum urmează.

• Necesită un singur echipament specific — dornul conic prezentat în figura 4. Execuţia acestuia este extrem de uşoară, putînd fi realizat din sfredele uzate, lungimea adaptîndu-se în funcţie de utilajul de plantare folosit şi dimensiunile excavaţiei susţinute.

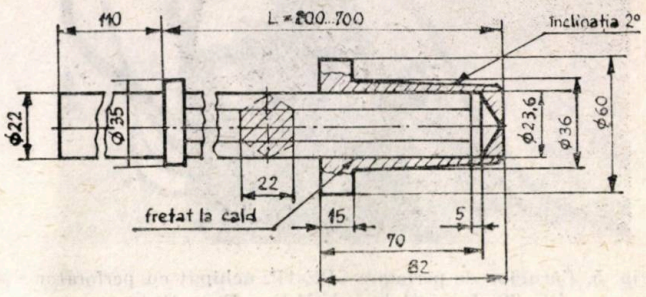


Fig. 4. Dorn pentru montarea ancorelor tubulare Ø 43 mm utilizat în cadrul C. M. Baia Mare.

• În galerii şi abataje se folosesc cu succes : căruciorul de perforat în evantai cu un braţ pe pneuri CPE-1P, căruciorul universal de perforare cu un braţ pentru găuri paralele şi în evantai pe pneuri CUP-1P şi căruciorul de perforat cu două braţe pe c.f. CP-2B echipate cu perforator PG-80 M, fabricate la Uzina de utilaj minier şi reparaţii din cadrul Centralei minereurilor Baia Mare. Aceste utilaje nu necesită o pregătire specială pentru trecerea de la operaţia de perforare la operaţia de montare a ancorelor, decît montarea dornului conic din figura 4.

• Pentru plantarea ancorelor destinate să servească drept suporţi pentru pozarea cablurilor şi conductelor pe galerii şi alte lucrări miniere se poate folosi completul de perforare coloană telescopică CT-64 şi perforator P-90, echipate cu dorn conic.

Durata montajului propriu-zis, exclusiv perforarea găurii pentru ancore de 1,5 m, este de circa 1 min.

Desigur, durata totală depinde de echipamentul utilizat pentru perforare. În literatură se citează timpi de 2—4 min [6].

IV. Tehnologia de control a susţinerii cu ancore tubulare despicate

Avînd în vedere multitudinea de factori ce apar în cazul unei susţineri miniere, marea lor majoritate neputînd fi prevăzuţi prin calcule, procesul de verificare prin determinarea forţei de susţinere este strict necesar.

Încercările la care se supun ancorele, privind capacitatea lor portantă, se clasifică astfel.

a. *Încercarea de tip* — cînd ancora este încărcată pînă la capacitatea portantă limită, adică pînă la faza în care deplasările măsurate la capul ancorei nu se stabilizează în timp sau pînă atunci cînd se constată o pierdere bruscă a capacităţii portante datorită depăşirii rezistenţei unei părţi a ancorei.

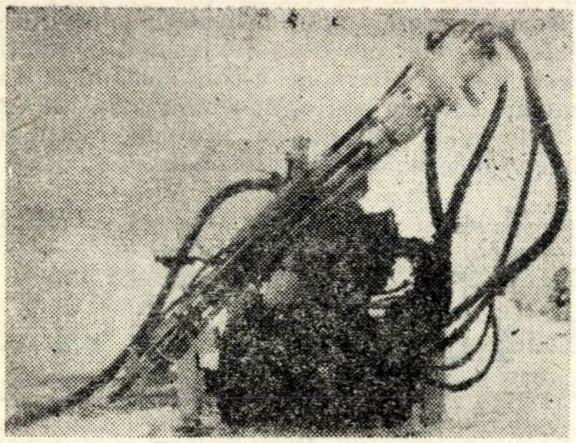


Fig. 5. Cărucior de perforare CPE-1P, echipat cu perforator PG-80, fabricat la U.U.M.R. Baia Mare.

b. *Încercări de verificare* — care se realizează pentru 10—20% din ancorele montate, în funcţie de tipul ancorei şi caracterul lucrării miniere susţinute. Ancora este încărcată continuu pînă la sarcina ei admisibilă şi este descărcată pînă aproape de zero, după care se reîncarcă pînă la 1,2 ori sarcina admisibilă.

Deplasările constatate în aceste trei faze sînt măsurate la capul ancorei. Timpul de încărcare este, de obicei, de 20 min. După ce s-a obţinut stabilizarea deplasărilor, ancora se descarcă la zero şi ulterior se reîncarcă, dacă este cazul, cu forţa de pretensiune prevăzută în proiect.

Pentru ancorele tubulare despicate, atît încercările de tip, cît şi cele de verificare pot fi realizate cu dispozitivul prezentat în figura 5. La efectuarea încercărilor pentru acest tip de ancore trebuie avute în vedere o serie de particularităţi legate de funcţionarea lor, şi anume.

1. Capacitatea portantă a ancorei este influenţată, în mod hotărîtor, de diametrul găurii din rocă şi de lungimea ancorei. O dată cu creşterea lungimii ancorei, creşte şi capacitatea portantă, dacă diametrul găurii din rocă este optim. La o micşorare substanţială a diametrului găurii, fenomenul nu se mai înregistrează, capacitatea portantă devenind aproape insensibilă la modificarea lungimii ancorei.

2. O ancoră tubulară, solicitată cu o forţă care provoacă deplasarea, se fixează cu aceeaşi forţă neschimbată, după îndepărtarea sarcinii. Repetînd încercarea la intervale mari de timp, se constată chiar o creştere a capacităţii portante.

Ca urmare, în practică, verificarea corectitudinii montajului ancorelor tubulare se rezumă la controlul riguros al următoarelor elemente :

— diametrul capului sfredelului, care trebuie să fie menţinut riguros în anumite limite ; pentru ancore cu diametrul de 43 mm, acesta trebuie să fie de 39—40 mm ;

— lungimea găurii în rocă, care trebuie să fie cu 5—10 cm peste lungimea ancorei ;

— rectiliniaritatea găurii în rocă, care pentru lungimi peste 1,5 mm trebuie să fie realizată, în mod obligatoriu, cu sfredele ghidate.

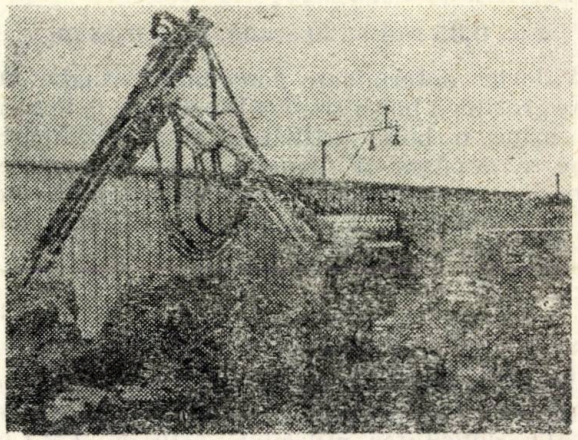


Fig. 6. Cărucior de perforare pe şenile cu un braţ, din fabricaţia U.U.M.R. Baia Mare, echipat cu perforator P-90.

Rămîne să se execute, cu multă îngrijire, încercările de tip, care vor permite stabilirea corectă a elementelor pentru proiectarea susţinerii cu ancore tubulare, în funcţie de caracteristicile rocii şi fisuraţia masivului. În general, capacitatea portantă a ancorelor tubulare despicate, în roci de duritate medie, este de 20—25 kN/m, cu maxime ce pot ajunge pînă la 50 kN/m. Specific acestui tip de ancore este creşterea capacităţii portante după montaj cu circa 0,2—0,5%/zi, în primele 120 zile, după care aceasta se stabilizează.

Dispozitivul pentru verificarea capacităţii portante a ancorelor tubulare, prezentat în figurile 7 şi 8, proiectat şi realizat în cadrul C.M. Baia Mare, permite determinarea capacităţii-limită, atît pe stand, cît şi în teren. Dispozitivul se fixează pe capul ancorelor, prin intermediul bacurilor sistemului de tracţiune *4* şi al şuruburilor *9*. Cu ajutorul pompei ma-

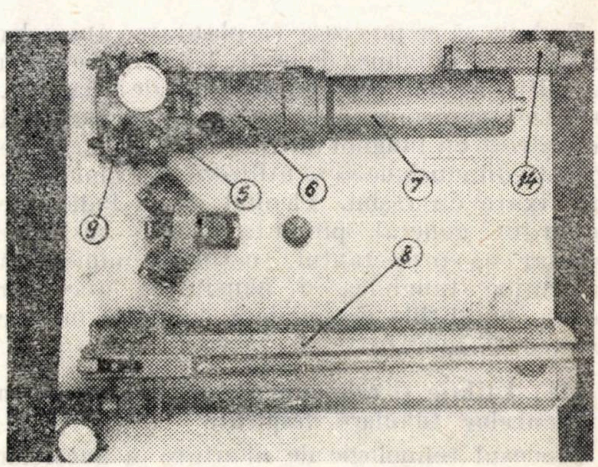


Fig. 7. Dispozitiv pentru testarea capacităţii portante a ancorelor tubulare despicate (poziţionare cf. fig. 8).

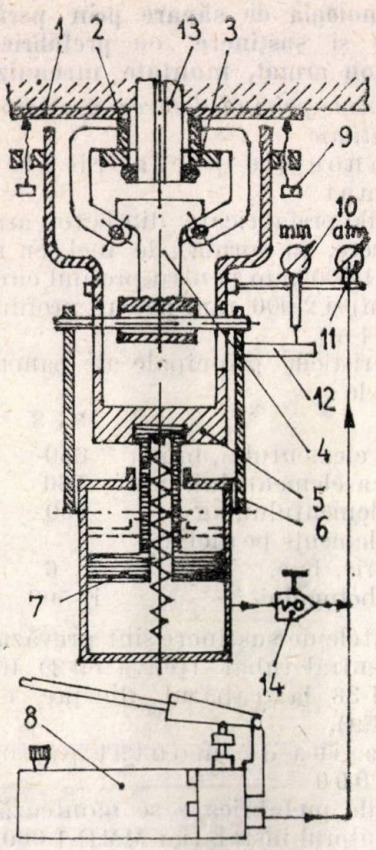


Fig. 8. Schema de principiu a dispozitivului pentru testare a capacității portante a ancorelor tubulare despicate : *1* — placă de sprijin ; *2* — distanțier ; *3* — placă de tracțiune ; *4* — sistem de tracțiune cu bacuri ; *5* — corp de presiune ; *6* — corp de tracțiune ; *7* — cilindru hidraulic ; *8* — pompă manuală ; *9* — sistem de reglaj ; *10* — comparator cu cadran ; *11* — manometru ; *12* — placă de măsurare ; *13* — ancoră ; *14* — supapă.

nuale *8* se introduce ulei în sistemul hidraulic, urmărind presiunea pe manometrul *11*.

În momentul cînd începe deplasarea ancorei, aceasta se citește pe comparatorul cu cadran *10*, pus de la început în contact cu placa de măsurare *12*, fixată rigid pe corpul *6*. Înregistrînd presiunea și cunoscînd secțiunea cilindrului hidraulic *7*, se determină capacitatea portantă a ancorei, element de importanță deosebită în proiectarea susținerii miniere ancorate.

În baza considerațiilor din articolul [7], ca și din articolul prezent, care constituie o continuare a primului, a bibliografiei indicate și utilizînd dispozitivul prezentat în figura 8, institutele de proiectare de profil și compartimentele tehnice ale unităților miniere au posibilitatea de a implementa cu succes tehnologia de ancorare cu ancore tubulare despicate.

Bibliografie

[1] Hobst, L., Zagic, I. *Ancorarea în roci*. Ed. tehnică, București, 1981.

[2] * * * *Sistemul setului de clivaj*. Mining magazine, nov. 1985.

[3] * * * *Hasitott csöhorgony és alátétlemez* — Prospect MEV, R. P. Ungară.

[4] Popescu, Al. ș.a. *Recomandări sub aspect geomecanic privind alegerea susținerii galeriilor de deschidere*. Mine, Petrol și Gaze, **36**, nr. 5, 1985.

[5] Belikov, V. E. ș.a. *Opredelenie razmera zoni razrușenia vokrug gornih virabotok*. Gornîi journal, nr. 6, 1982.

[6] Iuhimov, Ia. I. ș.a. *Novie tipî ankernoi krepi*. Gornîi jurnal, nr. 8, 1982.

[7] Țiplea, V., Bozîntan, C. *Susțineri miniere cu ancore tubulare despicate cu blocare pe toată lungimea*. Mine, Petrol și Gaze, **37**, august 1986.

Tehnologii și utilaje pentru susținerea galeriilor cu panouri prefabricate mari din beton armat

Ing. **B. Crăciunescu**, ing. **Al. Preda**, ing. **I. Gheorghe**, ing. **T. Banetti**, tehn. **M. Voncilă**, tehn. **Șt. Almășan**
I.C.I.T.P.M.H. Petroșani

Dezvoltarea continuă a extracției de cărbune la minele din bazinul Valea Jiului, atît în etapa actuală, cît și în perspectivă, impune creșterea corespunzătoare a volumului lucrărilor miniere de deschidere și pregătire, necesare punerii în funcțiune de noi capacități de producție, și pentru menținerea și dezvoltarea celor existente.

Din volumul total al lucrărilor de deschidere, galeriile intervin cu o pondere de 70—80% din care, condiționat de durata mare de funcționare și de condițiile geo-miniere în care se execută, circa 70% sînt prevăzute a fi susținute în beton.

Galeriile de pregătire se execută, aproape în exclusivitate, cu susținere metalică.

Galeriile principale de deschidere, în funcție de destinație, se execută, în majoritate, cu profile de galerii duble de tipul : GDZ (B)—9,7 ; RZ(B)—5 ; RZ(B)—5,5. Aceste tipuri asigură condiții corespunzătoare pentru aeraj și circulație, precum și pentru introducerea și transportul în subteran, spre abataje, a utilajelor de mecanizare complexă a extracției cărbunelui.

Ca sistem de susținere uzual, la minele din bazinul Valea Jiului se exemplifică susținerea în zidărie de bolțari (prefabricate mici de beton)

și beton monolit, care au unele dezavantaje, atît din punct de vedere tehnic, cît și economic.

Astfel, ponderea susținerii în beton este de 36—40% din durata unui ciclu, iar costul susținerii reprezintă 40—55% din costul total al lucrării. Totodată, vitezele de avansare reduse, cît și volumul de muncă manuală ridicat fac ca aceste tehnologii de susținere să nu mai corespundă necesităților și etapei actuale de dezvoltare a extracției de cărbune.

Totodată, prezintă și inconvenientul execuției după tehnologii greu controlabile, ceea ce conduce la o calitate uneori necorespunzătoare a susținerii și faptul că necesită, ca fază tehnologică, susținerea provizorie metalică a lucrării care intervine suplimentar cu o pondere ridicată în consumul de muncă și de materiale.

Avînd în vedere importanța galeriilor pentru asigurarea la timp a capacităților de producție și o pondere tot mai mare a celor de lungimi și secțiuni mari a impus, în ultimii 15 ani, o evoluție treptată de la mecanizarea operațiilor principale cu volum mare de muncă în cadrul ciclului de săpare, respectiv perforarea găurilor, încărcarea și evacuarea rocii, la mecanizarea complexă, utilizînd combine de înaintare și echipamente pentru mecanizarea operațiilor de susținere.

Astfel, începînd cu anii '80, cercetările efectuate în scopul modernizării susținerii definitive în beton a galeriilor au fost reorientate spre găsirea unor soluții tehnologice care să utilizeze elemente de susținere din prefabricate mari din beton armat cu calități portante superioare, corespunzător condițiilor geologico-miniere, precum și utilajele necesare montării mecanizate a susținerii.

În acest sens, ca urmare a eforturilor depuse de Combinatul minier Valea Jiului prin Institutul de cercetare, inginerie tehnologică și proiectări miniere pentru huilă din Petroșani, s-a trecut la elaborarea și aplicarerea sistemului și a tehnologiilor de execuție a galeriilor prin săpare cu explozivi sau cu combine de înaintare și susținerea definitivă cu panouri prefabricate din beton armat.

Au fost concepute și definitivate, pînă în prezent, următoarele tehnologii de execuție a galeriilor :

— săpare prin perforare-împușcare, susținere cu prefabricate mari din beton armat, la profil circular simplu (Ø 3 m) și dublu (Ø 4 m), cu injectarea de consolidare în spatele susținerii ;

— săpare cu combine de înaintare cu atac parțial, susținere provizorie mecanizată și definitivă din prefabricate mari din beton armat cu injectare de consolidare în spatele susținerii.

În cele ce urmează se prezintă cele două tehnologii de execuție a galeriilor principale de deschidere.

I. Tehnologia de săpare prin perforare-împușcare și susținere cu prefabricate mari din beton armat, montate mecanizat

1. *Elemente privind dotarea necesară cu materiale și utilaje*

1.1. Panourile prefabricate din beton armat

Panourile prefabricate din beton armat, pentru susținere, au forma de inel, cu raza interioară de 1 500 mm pentru profilul circular simplu (Ø 3 m) și 2 000 mm pentru profilul circular dublu (Ø 4 m).

Caracteristicile principale ale panourilor sînt următoarele :

	PG-3	PG-4
—lățimea elementului, mm	650	320
—grosimea elementului, mm	160	200
—masa elementului, kg	600	500
—nr. de elemente pe metru de galerie, buc.	6	12
—marca betonului,	B-500	B-500

Elementele de susținere sînt prevăzute cu un orificiu central tubat (țeavă cu Ø 40 mm cu piuliță M-36 la capătul dinspre extradosul elementului).

1.2. Mașina de montat panouri tip MMP-1 000

Panourile prefabricate se montează mecanizat, cu ajutorul instalației MMP-1 000, de tipul suspendat, la cheia bolții (fig. 1).

Principalele părți componente ale mașinii sînt :

— corpul mașinii ;
— mecanismul de manipulare al sarcinii ;
— dispozitivul de echilibrare ;
— grupul de acționare ;
— grupul de acționare-rulare ;
— dispozitivul de rulare ;
— grupul de comandă ;
— instalația hidraulică ;
— instalația electrică ;
— căile de rulare.

Dintre caracteristicile tehnice principale ale mașinii amintim :

— sarcina de ridicare, max. 1 000 daN ;
— rotirea brațului :
  • în plan orizontal, 165° ;
  • în plan vertical, 75° ;
— viteza de ridicare :
  • fără sarcină, 0,32 m/s ;
  • cu sarcină, 0,2—0,3 m/s ;
— viteza de deplasare a mașinii :
  • fără sarcină, 0,3—0,6 m/s ;
  • cu sarcină, 0,2—0,4 m/s ;
— dimensiuni de gabarit :
  • lungimea maximă, 5 670 mm ;
  • înălțimea maximă, 1 100 mm ;
— greutatea, circa 800 daN.

Mod de funcționare

Toate manevrele instalației sînt hidraulice, obținute de la motorul în stare de func-

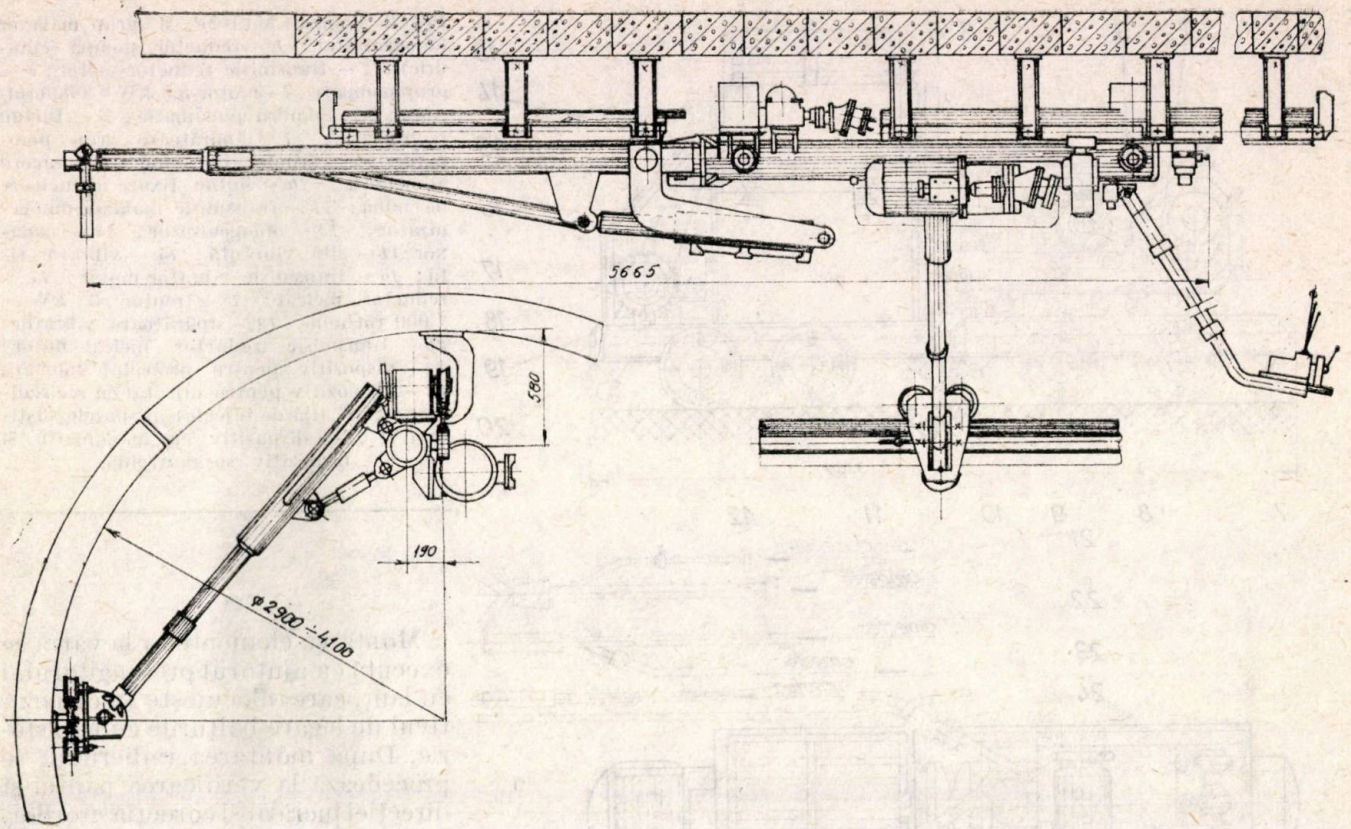


Fig. 1. Maşină hidraulică de montat panouri prefabricate din beton armat în lucrări miniere orizontale cu profil mare tip MMP — 1 000.

ţionare, prin acţionarea manetelor distribuitorului hidraulic în poziţii corespunzătoare.

Prinderea panourilor prefabricate se face cu un dispozitiv furcă cu locaş sferic, care permite manipularea panoului în orice direcţie. La montarea panoului la vatra lucrării se utilizează un prelungitor cu lanţ.

1.3. Maşina de injectat MTI-2 P

Injectarea spaţiilor interstiţiale dintre extradosul susţinerii şi rocă se face cu agregatul de injectare tip MTI-2P (fig. 2).

Dintre principalele caracteristici tehnice ale acestui utilaj amintim :

— tipul pompei, cu două pistoane (un piston activ şi un piston compensator) ;

— debitul pompei (pentru trei viteze de lucru), 1 ; 6 ; 3 ; 4,8 m^3/h ;

— distanţele de transport, pe orizontală pînă la 200 m, pe verticală pînă la 40 m ;

— capacitatea de ciuruire a sitei vibrante, circa 6 m^3/h ;

— presiunea maximă de injectare, 50daN/cm^2 ;

— dimensiuni de gabarit :

lungimea, 3 400 mm ;
lăţimea, 960 mm ;
înălţimea, 1 950 mm.

Descrierea şi funcţionarea

Pompa este formată din doi cilindri legaţi în serie, care se racordează la coloana de distribuţie printr-un sistem de supape de absorbţie şi refulare.

Absorbţia şi refularea mortarului în coloana de transport se realizează prin intermediul celor doi cilindri, activ şi de compensare.

2. *Tehnologia de execuţie a galeriilor cu susţinere în panouri prefabricate*

2.1. Săparea lucrării

Tăierea rocii se realizează prin tehnologia clasică de perforare-împuşcare, în salturi de 0,65—1,5 m, în raport cu stabilitatea rocilor înconjurătoare, la un profil circular cu R_i = = 2 250 mm.

Suprafaţa profilului excavat este de circa 16,0 m^2.

Încărcarea sterilului se face cu maşina de încărcat MIP-2, în vagonete de 1 000 l.

2.2. Montarea panourilor prefabricate

Montarea susţinerii se execută în două etape :

- montarea radierului pe toată lungimea saltului ;
- montarea elementelor laterale şi de tavan, inel cu inel.

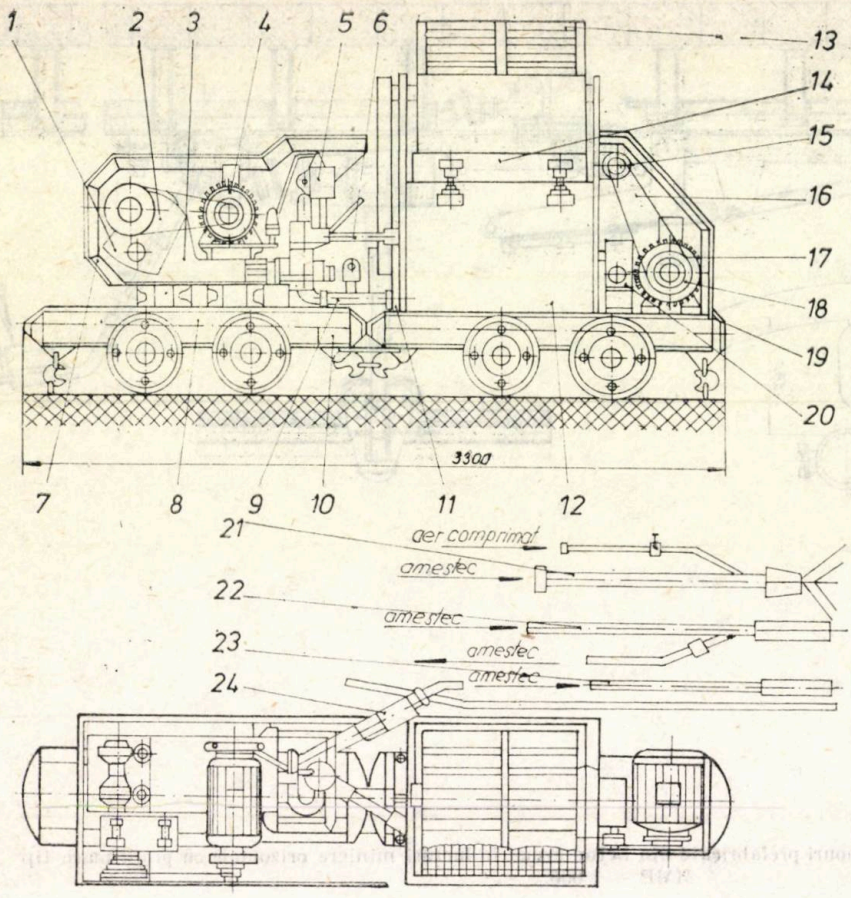


Fig. 2. Pompa MTI-2P și grup malaxor omogenizator : *1* — reductor pompă (cilindric) ; *2* — transmisie reductor-motor ; *3* — grup pompare ; *4* — motor 5,5 kW — 3 000 rot/min ; *5* — cilindru pneumatic ; *6* — furtun recirculație ; *7* — apărătoare grup pompare ; *8* — cărucior de mină ; *9* — racord alimentare ; *10* — buton fixare cărucioare de mină ; *11* — transmisie malaxor-omogenizator ; *12* — omogenizator ; *13* — malaxor ; *14* — sită vibrantă ; *15* — vibrator sită ; *16* — transmisie vibrator-motor ; *17* — reductor melcat ; *18* — motor 3 kW — 1 000 rot/min ; *19* — apărătoare vibrator ; *20* — transmisie reductor melcat-motor ; *21* — dispozitiv pentru proiectat mortar ; *22* — dispozitiv pentru injectat cu recirculare ; *23* — tijă de injectat în spatele susținerii ; *24* — dispozitiv cu manometru și dispozitiv suprasarcină.

Montarea elementelor la vatră se execută cu ajutorul prelungitorului cu lanț, care înlocuiește în dispozitivul de legare bolțurile cu cap sferic. După montarea radierului, se procedează la verificarea pantei și direcției lucrării și corecția erorilor.

Tehnologia de execuție a galeriilor prin săpare cu explozivi și susținere în panouri prefabricate se prezintă în figura 3.

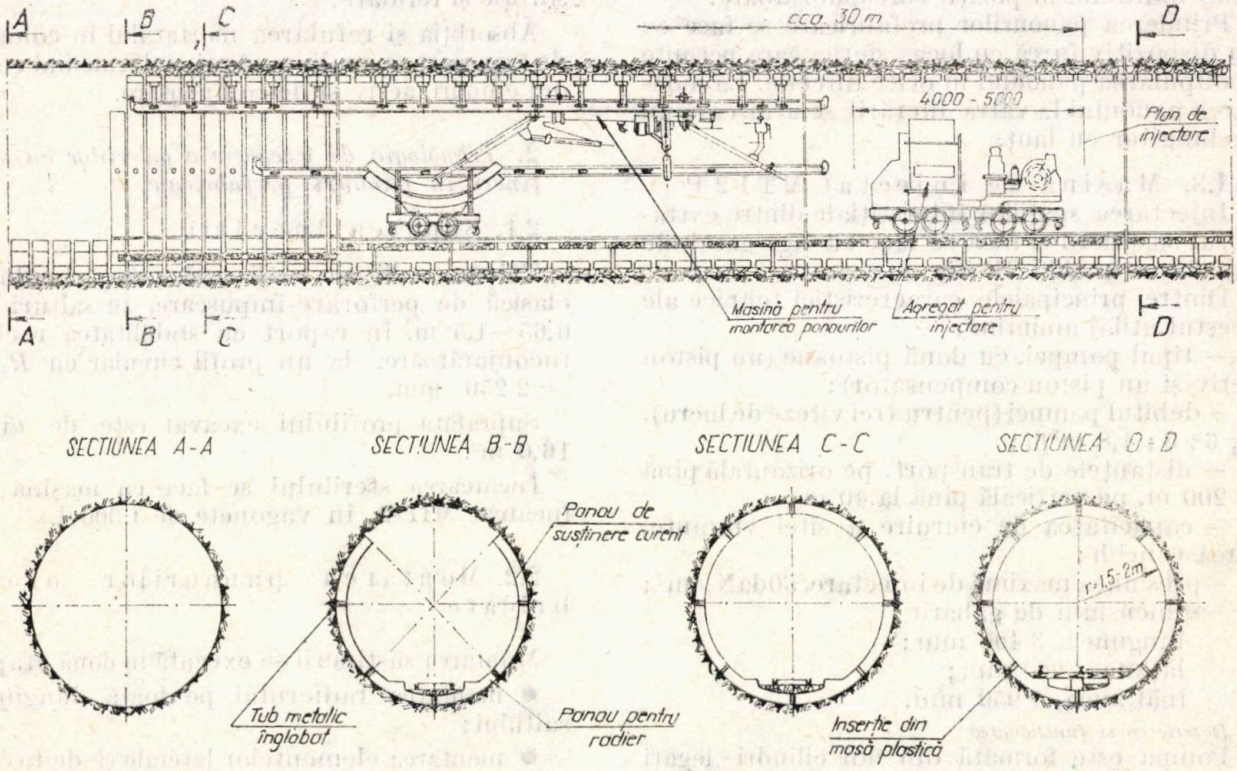


Fig. 3. Sistem și tehnologie de susținere a galeriilor de mină cu panouri prefabricate din beton armat.

2.3. Umplerea golurilor de la extradosul susţinerii

În scopul prevenirii deplasării elementelor de susţinere, în timpul scurs între montarea şi efectuarea injectării, este necesară o bună umplere a golurilor dintre extradosul susţinerii şi roca înconjurătoare.

Ca material de umplutură, se utilizează sterilul rezultat de la operaţia de împuşcare.

Completarea umplerii golurilor prin injecţii de joasă presiune cu mortar, cu pompa MTI-2P, se execută de la circa 30—40 m de frontul de lucru, prin orificiile prefabricatelor, cu ajutorul unor tije de injectare, simultan prin orificiile aferente aceluiaşi nivel (plan de injectare); distanţa dintre planele de injectare este de 5—7 m.

Toate orificiile prefabricatelor, cu excepţia celor situate în planele de injectare, se vor obtura.

Într-un plan se injectează pînă se constată scurgeri de materiale prin toate orificiile planului de injectare următor.

Presiunea de injectare este de maximum 10 at.

Volumul mediu de mortar injectat pe metru de galerie este de 0,8—1,2 m^3.

2.4. Indicii tehnico-economici obţinuţi la aplicarea tehnologiei

Indicatorii tehnico-economici posibil de obţinut, comparativ cu cei caracteristici susţinerii în zidărie de bolţari mici (GDZ-9,7), sînt următorii:

— reducerea profilului de săpare, pentru un profil util apropiat cu aprox. 15—17%;

— eliminarea susţinerii provizorii;

— reducerea consumurilor de muncă la susţinerea definitivă cu circa 32%;

— creşterea vitezelor de avansare cu circa 40—50%;

— reducerea substanţială a efortului fizic pentru personalul de execuţie din subteran, prin mecanizarea complexă a realizării susţinerii;

— calitate garantată a susţinerii, ca urmare a execuţiei prefabricatelor la suprafaţă la întreprinderi de profil specializate în execuţia de prefabricate.

II. Tehnologia de săpare cu combina de înaintare. Susţinere provizorie mecanizată şi definitivă din prefabricate de beton armat, montate mecanizat

1. *Materiale şi utilaje necesare aplicării tehnologiei*

1.1. Susţinerea păşitoare provizorie pentru galerii tip SPG-1

Susţinerea hidraulică păşitoare, concepută pentru susţinerea galeriilor cu profil boltit în raza de acţiune a combinei, permite susţinerea imediată a spaţiului excavat, într-un interval de timp scurt, făcînd posibilă realizarea susţinerii definitive la o distanţă mică de front.

Constructiv (fig. 4) susţinerea se compune din două trenuri hidraulice deplasabile în lungul axei galeriei, legate între ele prin intermediul unor cilindri hidraulici de păşire, dispuşi lateral şi la boltă, primul tren fiind format din cadrele *1* şi *3*, iar al doilea tren fiind alcătuit din cadrele *2* şi *4*. Cadrele constituie elementele de rezistenţă, fiecare sprijinindu-se pe doi stîlpi hidraulici.

Pe elementele de rezistenţă se sprijină, prin intermediul unor cilindri de poziţionare, grinzile longitudinale, în număr de patru pentru primul tren şi trei pentru al doilea tren.

Grinzile longitudinale, aferente primului tren, sînt prevăzute suplimentar cu prinzătoare de plasă de protecţie necesară în cazul traversării unor roci friabile cu tendinţă de desprindere în blocuri mici.

Pentru protejarea împotriva desprinderilor de roci din pereţii lucrării miniere, susţinerea este prevăzută cu apărători laterali.

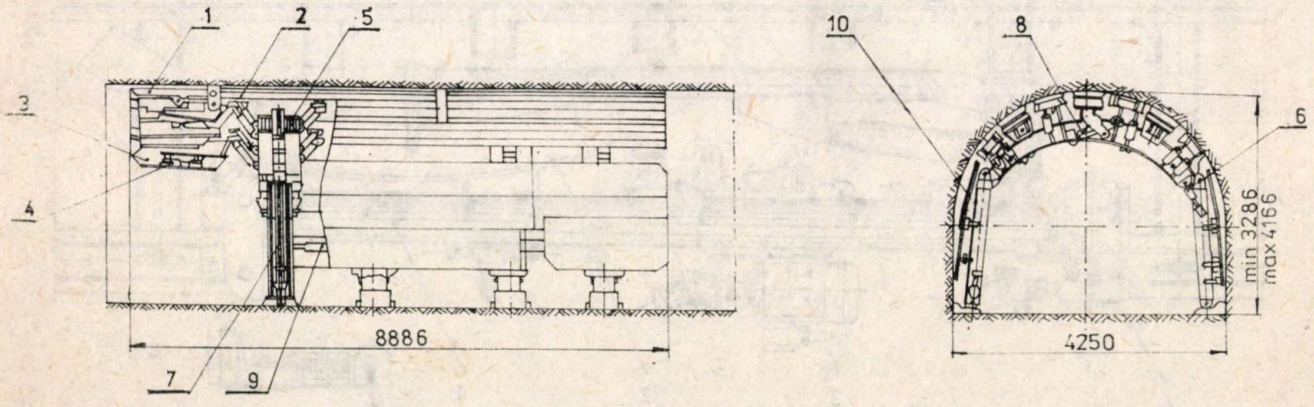


Fig. 4. Susţinere păşitoare provizorie pentru galerii tip SPG-1:
1 — cozoroc; *2* — grindă longitudinală; *3* — dispozitiv de prindere a plasei; *4* — cilindru prinzător plasă; *5* — grindă transversală; *6* — cilindru de redresare; *7* — stîlp hidraulic portant; *8* — cilindru portant grindă; *9* — cilindru de păşire; *10* — apărătoare laterală.

Dintre caracteristicile tehnice principale amintim :

— lungimea susținerii :
minimă, 8 886 mm ;
maximă, 9 536 mm ;
— înălțimea susținerii :
minimă, 3 286 mm ;
maximă, 4 786 mm ;
— pasul de înaintare, 650 mm ;
— presiunea maximă de lucru, 315 bar.

În cazul în care se lucrează în roci mai puțin rezistente, păşirea se va face la fiecare 650 mm, iar în cazul unor roci stabile este de preferat să se realizeze 2 paşi, avansarea fiind de 1 300 mm.

1.2. Panourile prefabricate din beton armat

Elementele de susținere a galeriilor de tip inelar se obțin prin asamblarea a cinci bucăți panouri prefabricate din beton armat, dintre care trei de tip curent (PG-4 I), la pereții lucrării și tavan, și două bucăți de radier (PG-4 II).

Principalele caracteristici ale panourilor prefabricate sînt următoarele :

— lățimea elementului, 320 mm ;
— grosimea elementului, 220 mm ;
— masa unui element, 517 kg (PG-4 I) ; 397 kg (PG-4 II) ;
— numărul de elemente pe metru de lucrare, 15 buc. ;
— marca betonului, B—500.

La contactul panourilor ce alcătuiesc inelul de susținere se utilizează inserții elastice din lemn cu grosimea de 25—40 mm, avînd dimensiunile de 320×220 mm.

1.3. Manipulatorul de montat panouri prefabricate tip MP-750

Panourile prefabricate se montează mecanizat, cu ajutorul a două manipulatoare de tip MP-750, dispuse pe fiecare parte a galeriei, rulînd pe căi fixe în sistem monorai (fig. 5).

Dintre caracteristicile tehnice principale amintim :

— sarcina de ridicare, max. 750 daN ;
— viteza de ridicare fără sarcină, 0,3 m/s ;
— viteza de ridicare cu sarcină, 0,1—0,2 m/s ;
— puterea motorului de acționare, 5,5 kW ;
— presiunea maximă de lucru, 135 daN/cm² ;
— cursa cilindrului, 260 mm ;
— puterea motorului pentru rulare, 5,5 CP ;
— dimensiuni de gabarit :
lungimea, 5 940—6 440 mm ;
înălțimea, 1 830 mm ;
lățimea, 650 mm ;
— masa manipulatorului, 1 040 daN.

1.4. Echipamentul și materialele necesare umplerii golurilor dintre extradosul susținerii și roca înconjurătoare

Pentru o distribuție uniformă a sarcinilor pe susținere, este necesară o umplere imediată și de bună calitate a golurilor existente între extradosul susținerii și roca înconjurătoare.

Umplerea este cu un beton inferior de marca B-100, pus în operă cu ajutorul unui agregat de torcretat și transportat mortare și betoane tip ATMB—11, cu tambur dozator, funcționînd cu amestec uscat și aer (fig. 6).

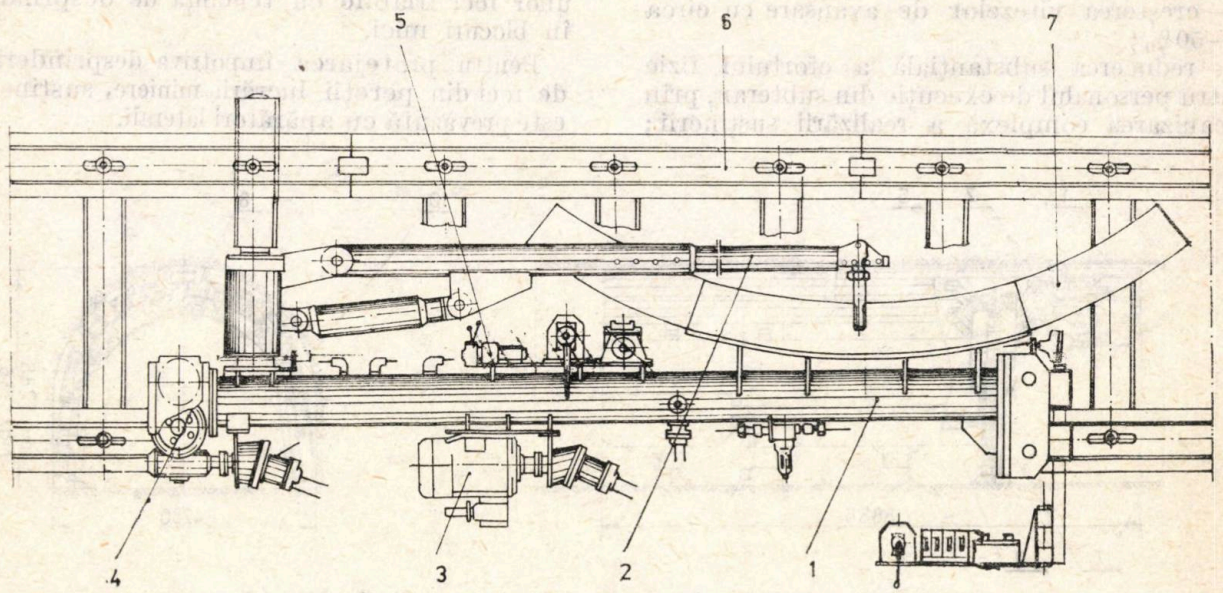


Fig. 5 Manipulator pentru panouri tip MP-750 :
1 — corpul mașinii ; *2* — braț de ridicare ; *3* — grup de acționare (motor electric, pompă hidraulică) ; *4* — dispozitiv de rulare ; *5* — grup de comandă ; *6* — căi de rulare ; *7* — panou prefabricat.

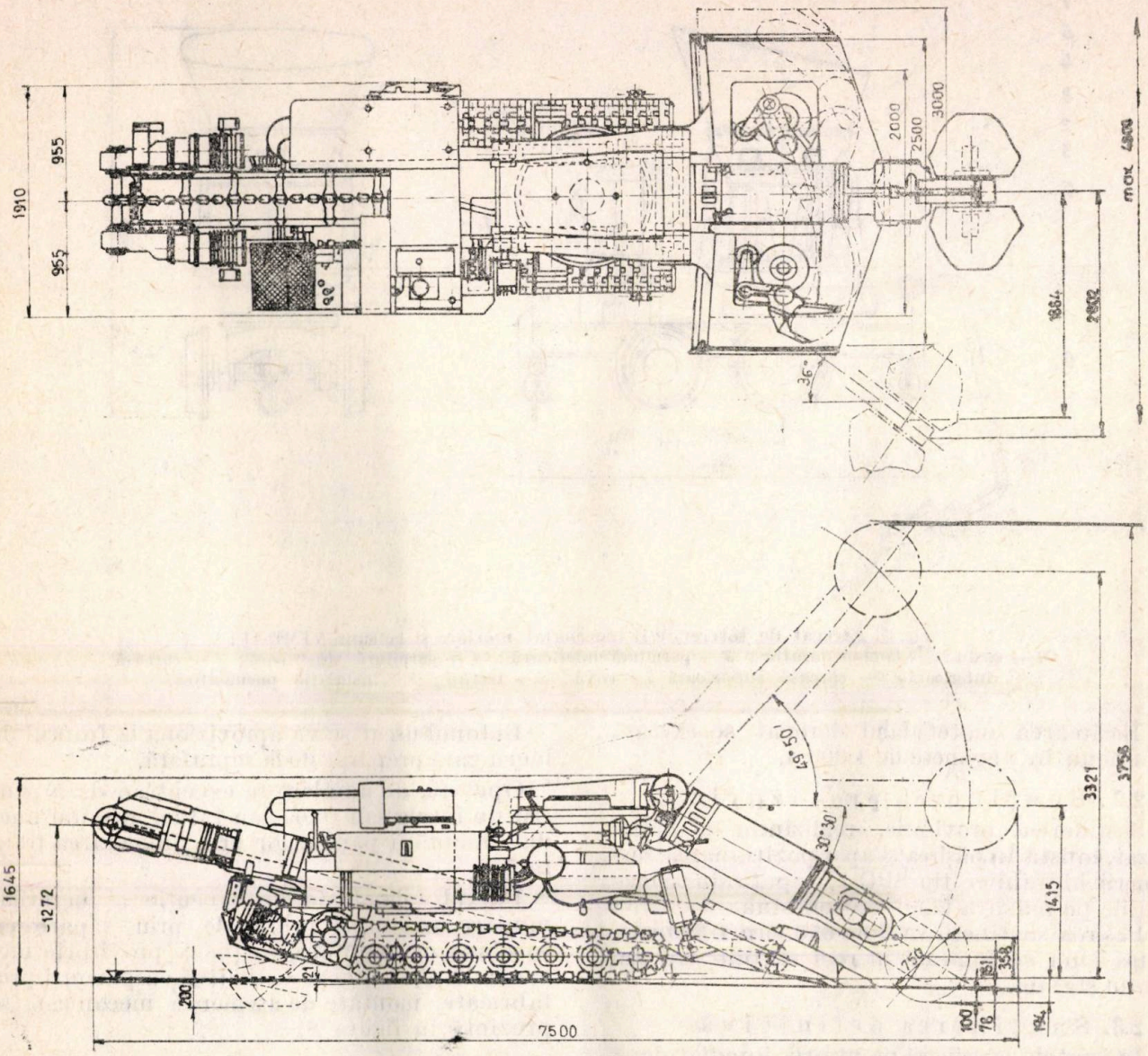


Fig. 6. Combina de înaintare CI-2.

Volumul necesar estimativ de beton pentru umplere este de circa 0,8—0,9 m³/m (luînd în considerare un spor de 10% pentru neregularitățile profilului de tăiere).

Umplerea în spatele susținerii se mai poate realiza și cu mortar injectat cu ajutorul pompei MTI-2P, după tehnologia descrisă anterior.

2. *Fluxul tehnologic de execuție a lucrărilor săpare-susținere provizorie mecanizată-susținere definitivă*

2.1. Săparea lucrării

Săparea galeriei se execută prin tăiere mecanică cu combina, la un profil de tip circular cu raza interioară $R_i = 2\,270$ mm, iar la vatră $R_i = 4\,270$ mm, suprafața totală de săpare fiind de circa 15 m².

În raport cu stabilitatea rocilor, se poate adopta, ca lungime a tronsonului tăiat, un multiplu al lățimii inelului de susținere.

Pentru săpare se utilizează combina de înaintare în steril cu atac parțial tip CI-2 (fig.7), ale cărei caracteristici tehnice principale sînt:

- înălțimea totală, 1 645 mm;
- lungimea totală, 7 500 mm;
- lățimea totală, 1 910 mm;
- greutatea totală, 24 t;
- înălțimea maximă de tăiere dintr-o singură poziție, 4 800 mm;
- transportor cu bandă suspendat, 18,61 m;
- înălțimea maximă de tăiere profil de la vatră, 3 900 mm.

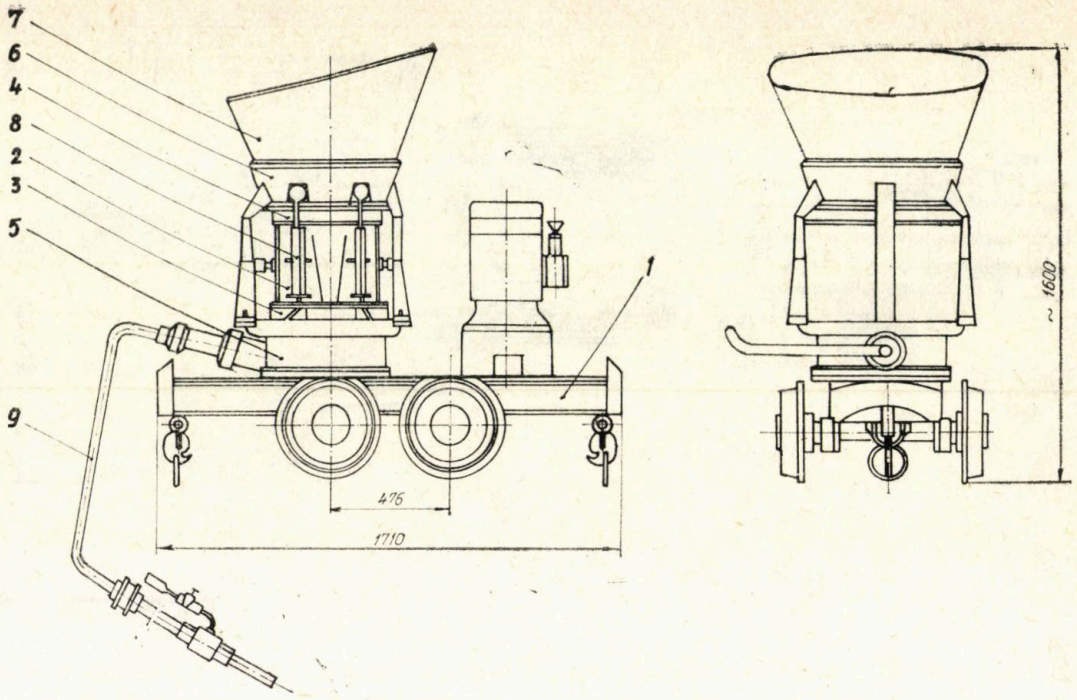


Fig. 7. Agregat de torcretare şi transportat mortare şi betoane ATMB-11 :
1 — şasiu ; *2* — tambur dozator ; *3* — garnitură inferioară ; *4* — garnitură superioară ; *5* — carcasă inferioară ; *6* — carcasă superioară *7* — cuvă ; *8* — tiranţi ; *9* — instalaţie pneumatică.

Încărcarea materialului derocat se execută continuu în vagonete de 1 000 l.

2.2. Susţinerea provizorie

Susţinerea provizorie, realizîndu-se mecanizat, constă în păşirea şi apoi poziţionarea susţinerii hidraulice tip SPG-1, repetîndu-se operaţiile pe măsura tăierii cu combina.

Păşirea susţinerii va fi de 650 sau 1 300 mm, după cum se lucrează în roci stabile sau mai puţin stabile.

2.3. Susţinerea definitivă

În spatele susţinerii provizorii, imediat după operaţia de păşire a susţinerii hidraulice, se execută susţinerea definitivă cu panouri prefabricate din beton armat.

Frontul de lucru se echipează cu două manipulatoare dispuse unul lateral stînga şi celălalt lateral dreapta, fiecare executînd montarea elementelor susţinerii din zona de acţiune a braţului său.

Montarea susţinerii în panouri prefabricate comportă următoarele etape :

— păşirea susţinerii hidraulice;

— excavarea vetrei şi corectarea profilului conform pantei şi direcţiei cerute;

— montarea radierului pe toată lungimea vetrei excavate;

— montarea elementelor laterale şi de tavan inel cu inel.

În vederea asigurării unei bune stabilităţi a susţinerii, umplerea în spatele panourilor prefabricate se face cu beton proiectat.

Betonul uscat se va aproviziona la frontul de lucru gata preparat de la suprafaţă.

Operaţia de umplere se execută o dată pentru un întreg salt (0,65 sau 1,3 m), urmînd imediat montării panourilor prin proiectarea frontală.

Fluxul tehnologic de execuţie a lucrărilor miniere orizontale principale prin săpare cu combina de înaintare, susţinere provizorie mecanizată şi susţinere definitivă cu panouri prefabricate, montate de asemenea mecanizat, se prezintă în figura 8.

2.4. Efecte economice potenţiale ale aplicării sistemului tehnologic

Prin aplicarea sistemului tehnologic prezentat se apreciază realizarea următoarelor efecte principale :

- reducerea cu circa 80% a duratei de susţinere provizorie;
- reducerea consumurilor de muncă, numai pe seama susţinerii provizorii, cu 1,17 posturi/m;
- reducerea consumurilor de materiale (metal, lemn), după cum urmează :
  — metal : 21,90 kg/m galerie;
  — lemn : 1,0 m³/m galerie;
- reducerea volumului de materiale de transport, în vederea aprovizionării fronturilor de lucru (armături metalice, bandaje, strîngători etc.).

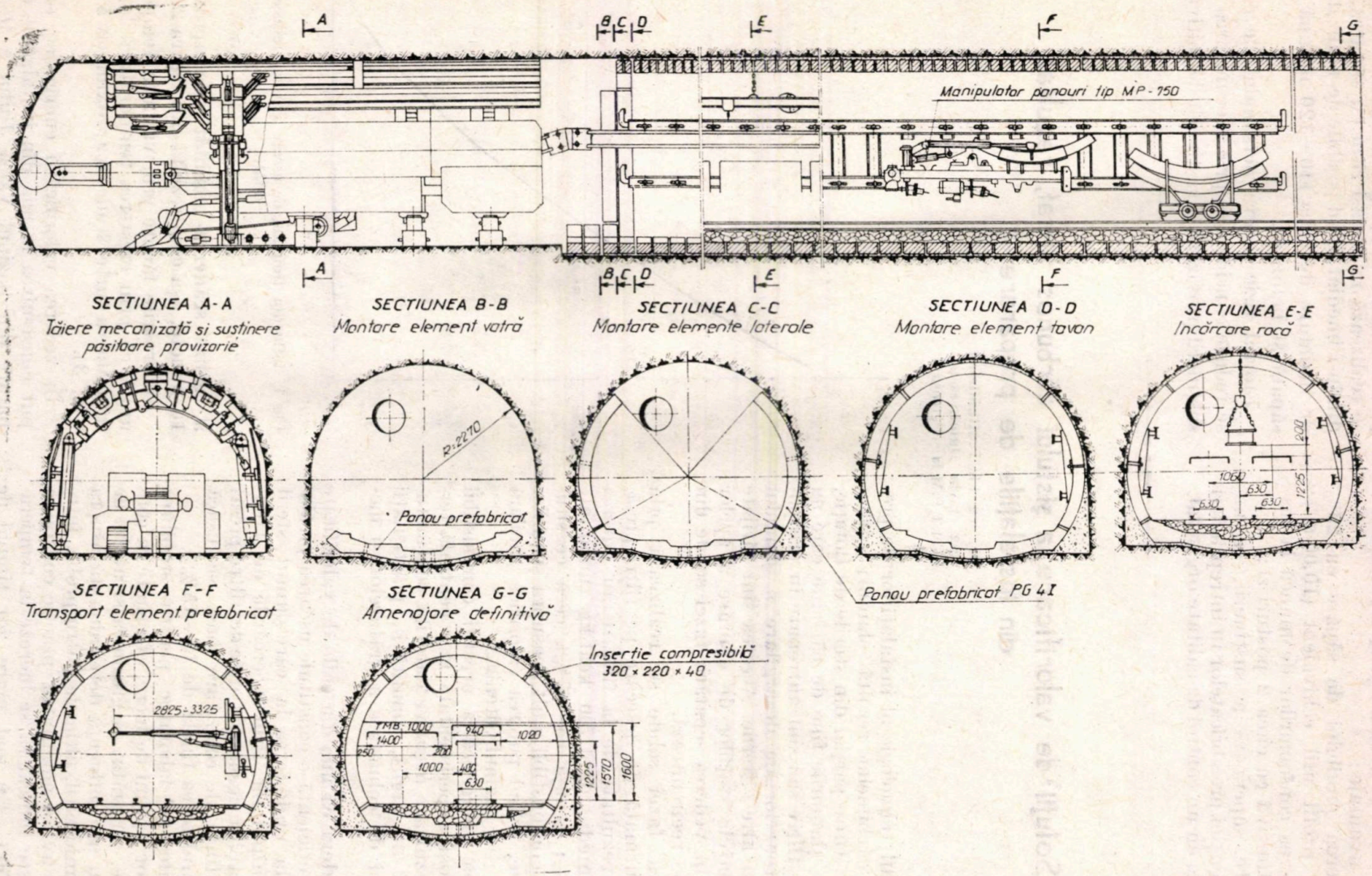


Fig. 8. Tehnologie complex mecanizată de săpare și susținere a lucrărilor miniere principale.

Introducerea susținerii în panouri prefabricate, în sistemul tehnologic propus, aduce următoarele avantaje :

— reducerea profilului de săpare cu 23% pentru un profil util echivalent (10,00 m²) ;

— reducerea consumurilor de muncă la susținerea definitivă cu circa 2 posturi/zi ;

— calitate superioară a susținerii, ca urmare a execuției prefabricatelor în întreprinderi specializate, cu un control de calitate organizat.

De o deosebită importanță este faptul că, prin această tehnologie, susținerea definitivă se realizează în același ritm cu săparea, succedîndu-i imediat, fiind posibile de realizat viteze de înaintare de circa 110—120 m/lună galerie săpată și betonată.

Efortul fizic pentru personalul de execuție se reduce considerabil prin mecanizarea săpării susținerii provizorii și susținerii definitive.

Soluții de valorificare a șistului cărbunos filtrat, rezultat din instalațiile de preparare

Dr. ing **Lidia Mihăilescu**
ing. **Livia Dumitrescu**
I.C.I.T.P.M.H. Petroșani

Din fluxul tehnologic al instalațiilor de preparare a cărbunelui rezultă șlamuri cărbunoase constituite parțial din sterile de flotație, parțial din șlamurile fine de cărbune care nu se rețin pe filtre sau sînt antrenate în preaplinul decantoarelor de dezargilare a șlamului brut sau în alte cisterne. Acestea sînt dirijate la decantoarele stațiilor de epurare a apelor reziduale, în vederea separării fazei solide din apa care se recircuitează.

Separarea fazei solide se realizează prin îngroșare urmată de desecare pe filtre-presă.

Turtele rezultate de la filtrare au puterea calorifică medie de 1 700 kcal/kg (umiditate medie 22%; cenușă 65—67%), ceea ce situează acest combustibil mult deasupra șisturilor bituminoase, avînd puterea calorifică similară cu lignitul din bazinul Oltenia.

Utilizarea energetică a acestui combustibil inferior a fost experimentată la o centrală termică cu rezultate negative datorită conținutului ridicat de argilă, umidității, plasticității și tendinței de colmatare a grătarelor și morilor.

Se consideră că una din căile de valorificare energetică eficientă o constituie uscarea prealabilă pînă la umiditatea la care șlamul steril devine manipulabil. Prin încercările de laborator s-a stabilit că șlamul (turte de filtre-presă) pierde tendința de colmatare dacă se usucă pînă la umiditatea finală de 13—15%.

Încercările de laborator pentru stabilirea parametrilor optimi de lucru, efectuate în condiții statice, au arătat că grosimea stratului de material nu are influență determinantă asupra reducerii umidității, ultimele patru probe, între 5 și 15 cm avînd umiditatea practic constantă (fig. 1). Este indicat să se lucreze la temperatura de 250°C sau mai mare, iar timpul de uscare trebuie să fie de minim 40 min, pentru

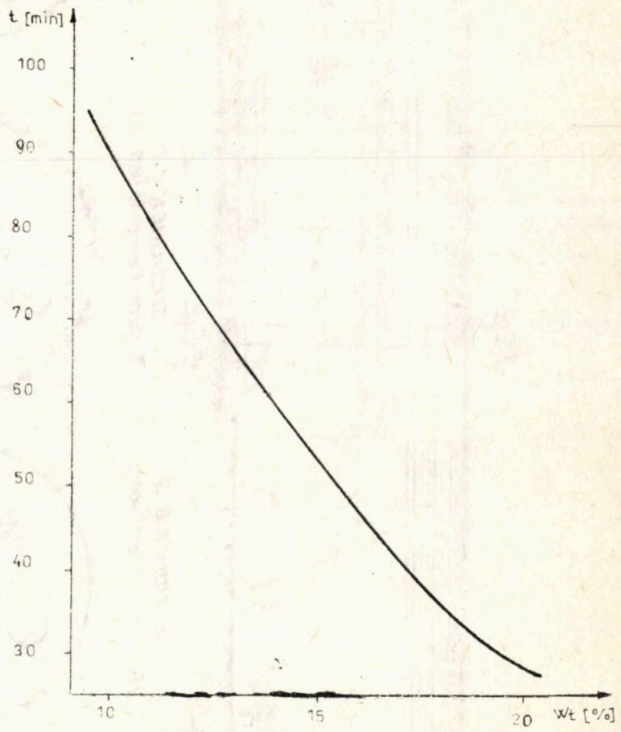


Fig 1. Influența timpului de uscare asupra reducerii umidității.

a realiza scăderea umidității cu aproximativ 10 puncte, așa cum rezultă din figura 2.

Încercările făcute prin variația temperaturii arată că prin creșterea temperaturii la 250°C, umiditatea turtei scade cu aproximativ 5 puncte (fig. 3).

În vederea valorificării energetice s-a început construirea la una din instalațiile de preparare din bazinul Valea Jiului a instalației pilot, cu un debit de 2 t/h.

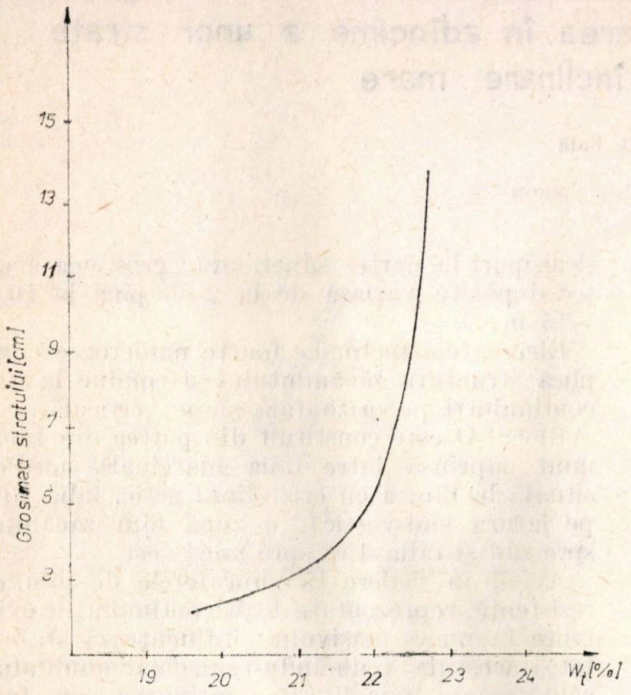


Fig. 2. Influența grosimii stratului asupra reducerii umidității.

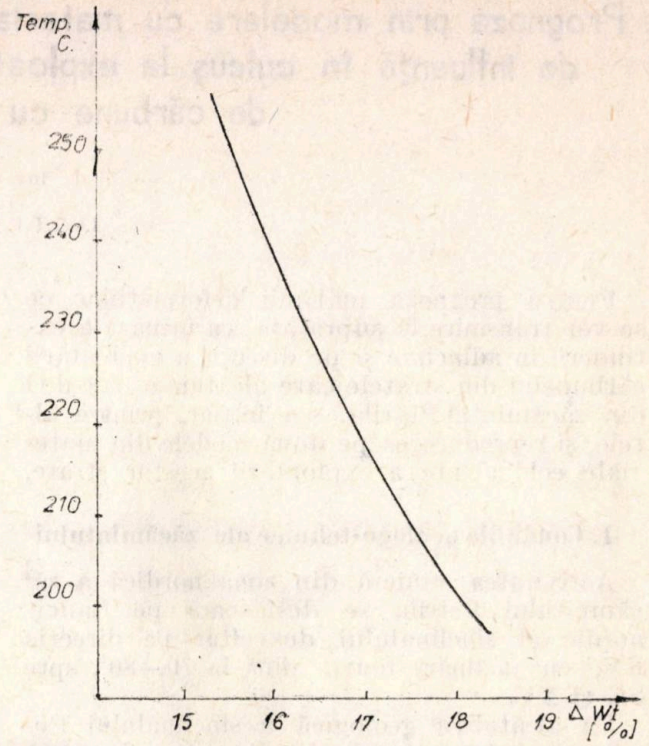


Fig. 3. Influența temperaturii asupra reducerii umidității

Instalația de uscare pilot, prezentată în figura 4, este dotată cu un uscător tip tunel cu bandă metalică, cu viteză reglabilă.

Uscarea se realizează în echicurent la temperatura inițială a gazelor de 400°C pentru care se scontează pe o creștere a puterii calorice a combustibilului cu mai mult de 300 kcal/kg, corespunzătoare unei reduceri a conținutului de umiditate cu 10 puncte.

Instalația va fi dotată cu bandă metalică de evacuare a materialului uscat, în vederea continuării proceselor de uscare pînă la răcirea materialului.

Un lot din acest combustibil, de circa 200 t, urmează a fi experimentat la ardere.

Considerăm că valoarea energetică a șlamului steril de la instalațiile de epurare cu prealabilă uscare constituie una din căile de creștere a gradului de valorificare a produselor secundare rezultate de la instalațiile de preparare a huilei.

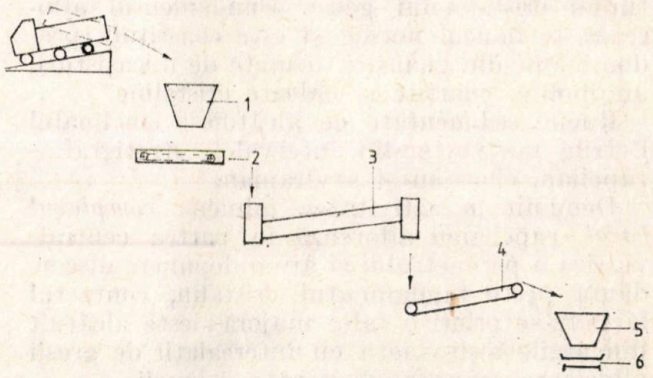


Fig. 4. Schema de flux:
1 — pilnie; *2* — transportor raclete; *3* — dozator-uscător; *4* — bandă; *5* — pilnie existentă; *6* — bandă pentru turte.

Prognoza prin modelare cu materiale echivalente a mărimii unghiurilor de influenţă în culcuş la exploatarea în adîncime a unor strate de cărbune cu înclinare mare

Ing. D. Fotă

I.C.I.T.P.M.L. Craiova

Pentru prognoza mărimii deformaţiilor ce se vor transmite la suprafaţă, ca urmare a extinderii în adîncime şi pe direcţie a exploatării cărbunelui din stratele care alcătuiesc blocul O din zăcămîntul Petrila, s-a iniţiat, printre altele, şi reproducerea pe două modele din materiale echivalente a exploatării acestor strate.

I. Condiţiile geologo-tehnice ale zăcămîntului

Activitatea minieră din zona nordică a zăcămîntului Petrila se desfăşoară pe flancu nordic al sinclinalului dezvoltat pe direcţia EV, cu înclinări mari, pînă la 70—80°, spre SE şi NV.

La alcătuirea geologică a sinclinalului Petrila, participă formaţiuni sedimentare de vîrstă oligocen-miocenă şi cuaternare, fundamentul fiind constituit din roci metamorfozate, aparţinînd cristalinului getic. Fundamentul aflorează în flancul nordic şi este constituit, predominant, din gnaisuri, urmate de micaşisturi, amfibolite, cuarţite şi calcare cristaline.

Rocile sedimentare ce alcătuiesc sinclinalul Petrila fac parte din intervalele stratigrafice rupelian, chattian şi acvitanian.

Denumit în activitatea minieră *complexul bazal*, rupelianul aflorează în partea central-vestică a perimetrului şi are o depunere discordantă peste fundamentul cristalin, contactul făcîndu-se printr-o falie majoră; este alcătuit din argile roşii-vineţii cu intercalaţii de gresii albicioase, microconglomerate şi brecii.

Chattianul sau orizontul productiv este alcătuit din 40—45% gresii, 40% argile şi 21 de strate de cărbune alcătuite dintr-o huilă energetică. Dintre acestea, în blocul O, exploatabile sînt numai şase şi anume: stratul 3 cu grosimi pînă la 25 m, stratul 5 cu grosimi de la 0,5 la 5 m, stratul 6 cu grosimi pînă la 1,2 m, stratul 7 cu grosimi de 0,4—1,0 m, stratul 9 alcătuit din 1—2 bancuri cu grosimi de 0,4—0,8 m, stratul 13 cu grosimi de 0,4—1,6 m în 1—2 bancuri exploatabile.

Acvitanianul este depus concordant şi în continuitate de sedimentare peste depozitele chattiene şi constituie orizontul superior. Este compus din argile, gresii, conglomerate şi microconglomerate.

Discordant peste depozitele oligocen-miocene se găsesc depozitele de terasă aparţinînd cuaternarului, alcătuite din pietrişuri spre bază şi nisipuri la partea superioară; grosimea acestor depozite variază de la 2—3 pînă la 10—15 m.

Elementele tectonice foarte numeroase complică structura zăcămîntului şi conduc la discontinuităţi pe orizontală şi pe verticală.

Blocul O este constituit din partea din zăcămînt cuprinsă între falia marginală nordică situată la limita cu cristalinul getic, falia Rău pe latura sud-vestică, o zonă fără zăcămînt spre sud şi falia Jieţ spre nord-vest.

Avînd în vedere că suprafeţele de minimă rezistenţă, reprezentate de discontinuităţile existente în masa masivului, influenţează stabilitatea acestuia, reducîndu-i sau chiar anulîndu-i calitatea de monolit, în continuare vom face cîteva referiri asupra discontinuităţilor ce afectează blocul O din zăcămîntul Petrila.

Dintre falii, cele mai importante sînt:

- falia transversală Rău, cu direcţia nord-vest—sud-est şi înclinări de 70—85° spre vest;
- falia Jieţ—vest orientată nord-vest—sud-est cu înclinări la 80—85° spre vest, traversează blocul O în partea sa centrală;
- falia Jieţ, cu aceeaşi direcţie şi înclinări de 85° spre vest.

Zăcămîntul mai este afectat şi de alte falii transversale sau direcţionale cum ar fi faliile: Jieţ 1, Jieţ 2 etc., care nu produc dificultăţi mari exploatării.

Stratificaţia reprezintă alte suprafeţe de discontinuitate, orientate aproximativ est-vest, cu înclinări spre suprafaţă de 60—70° sud-est, care ajung la 30—40° la 800—900 m adîncime şi devin orizontale spre axul sinclinalului; extinderea pe direcţie şi înclinarea stratificaţiei este întreruptă de sistemele de falii amintite mai sus.

Şistuozitatea este prezentă la şisturile argiloase, marnoase sau cărbunoase şi la şisturile cărbunoase grezoase şi are o direcţie şi orientare aproximativ paralelă cu stratificaţia.

Fisuraţia primară, apare dezvoltată, în principal, în două sisteme orientate nord-vest — sud-est şi nord-est — sud-vest. Distanţa între fisuri este de ordinul zecilor de centimetri şi ajunge de ordinul metrilor, în cazul cărbunelui.

În privinţa originii şi a dezvoltării fisuraţiei, la scara întregului masiv, este de subliniat că:

— sistemele de fisuri apar în toate tipurile litologice de roci şi chiar şi în cărbune;

— aceleași sisteme de fisuri se regăsesc pe adîncime;

— prezența depunerilor de minerale secundare între suprafețele de discontinuitate ale fisurilor.

Fisurația masivului este ușor observabilă, în cazul rocilor grezoase și marnoase, și mai greu identificabilă la rocile argiloase și la cele șistoase.

Sistemele de fisuri au o orientare fie paralelă cu faliile transversale (nord-vest — sud-est) și înclinări mari de 70 — 80°, fie aproximativ perpendiculară (nord-est — sud-vest) și înclinări mai mici, cuprinse între 50—60°.

Fisurile sînt închise sau cu depuneri de minerale secundare. Suprafețele de fisurație sînt, de regulă, rugoase, în cazul gresiilor, netede, în cazul marnelor, sau lucioase, în cazul rocilor argiloase. Cînd planele de fisurație întîlnesc roci argiloase, direcția fisurilor este dificil de urmărit datorită oglinzilor de frictiune ondulate sau plane.

În abataje și pe galeriile de pregătire apar fisuri cu o frecvență mai mare, ca urmare a accentuării procesului de fisurație datorită redistribuirii tensiunilor în masiv prin executarea excavațiilor miniere.

Principalele proprietăți fizico-mecanice ale formațiunilor de roci care intră în alcătuirea secțiunilor geologice care au fost reproduse pe modelele din materiale echivalente au fost determinate [2 ; 3] și se prezintă în tabelele 1 și 2.

Tabelul 1

Valorile proprietăților fizico-mecanice ale tipurilor litologice din orizontul bazal care intră în alcătuirea secțiunilor modelate

Nr. crt.	Denumire tip litologic	γ_w, g/cm³	Limite	R_c, kgf/cm²		R_t, kgf/cm²	
				epruvetă	masiv	epruvetă	masiv
1	Argilă	2,58	min.	50	4,26	5	0,42
			max.	190	16,15	32	2,72
2	Argilă grezoasă	2,58	min.	95	8,08	15	1,27
			max.	354	30,09	43	3,65
3	Gresie	2,60	min.	93	7,90	12	1,02
			max.	357	30,34	53	4,50
4	Marnă	2,54	min.	311	25,43	40	3,40
			max.	521	44,28	53	4,50
5	Conglomerat	2,41	min.	169	14,28	13	1,10
			max.	675	57,37	51	4,33

Întrucît în laborator determinarea rezistenței formațiunilor de roci s-a realizat pe epruvete cu dimensiuni reduse, pentru stabilirea proprietăților formațiunilor din masivul de roci care intră în alcătuirea secțiunilor modelate a fost necesară determinarea mărimii coeficientului de reducere structurală a rezistenței masivului de roci, cu ajutorul căruia s-au calculat și valorile din coloanele 6 și 8 din cele două tabele.

Coeficientul de reducere structurală a rezistenței masivului [5] este definit ca fiind raportul dintre rezistența masivului și rezistența volumului elementar reprezentat prin epruvetele utilizate la determinarea în laborator a rezistențelor.

Tabelul 2

Valorile proprietăților fizico-mecanice ale tipurilor litologice din orizontul productiv care intră în alcătuirea secțiunilor modelate

Nr. crt.	Denumirea rocii	γ_w, g/cm³	Limite	R_c, kgf/cm²		R_t, kgf/cm²	
				epruvetă	masiv	epruvetă	masiv
1	Argilă	2,56	min.	209	17,76	11	0,93
			max.	216	18,36	50	4,25
2	Gresie	2,55	min.	308	26,18	20	1,70
			max.	910	77,35	65	5,25
3	Șist argilos, cărbunos, marnos	2,55	min.	116	9,86	9	0,76
			max.	180	15,30	24	2,04
4	Șist argilos grezos	2,55	min.	180	15,30	18	1,53
			max.	190	16,15	24	2,04
5	Marnă	2,65	min.	104	8,84	27	2,29
			max.	886	75,31	55	4,67
6	Cărbune	1,3— —1,5	min.	100	20,00	5	1,00
			max.	230	46,00	20	4,00

Pentru determinarea mărimii acestui coeficient am utilizat: mărimea unghiului de influență la suprafață, determinat prin măsurătorile topografice efectuate de I.C.I.T.P.M.H. Petroșani în zona puțului 2-est în perioada 1982—1985 și procedeul de calcul elaborat de E. Hoek pentru prognozarea mărimii unghiului de influență la zăcăminte înclinate.

Procedeul de calcul ia în considerare adîncimea de exploatare, greutatea volumetrică a rocilor, coeziunea și unghiul de frecare internă a rocilor. Plecînd de la datele cunoscute (H, γ, W și unghiul de influență rezultat din măsurători), s-a determinat, prin calcul, coeziunea medie a masivului în momentul transmiterii deformațiilor la suprafață, de unde a rezultat valoarea de 64 tf/m².

Făcîndu-se ponderea grupurilor formațiunilor prin care s-a transmis deformația, s-a determinat, cu ajutorul datelor de laborator, valoarea medie ponderată a coeziunii pe epruvete și a unghiului de frecare internă, calcule din care au rezultat următoarele valori:

— unghiul de frecare internă, $\varphi = 26°$;

— coeziunea medie pe epruvetă, $c = 751{,}3$ tf/m².

Adoptînd, pentru confecționarea materialelor echivalente, un unghi de frecare internă de 26°, prin raportarea coeziunii masivului, determinată prin utilizarea procedeului lui Hoek, coeziunea medie pe epruvetă rezultă ca fiind necesar să se adopte pentru realizarea în model a aceluiași unghi de influență ca în teren, un coeficient de reducere structurală a rezistenței masivului:

$$\lambda = \frac{64}{751{,}3} = 0{,}085.$$

Din experienţa acumulată de noi în decursul anilor, precum şi din cercetările efectuate de Institutul VNIMI din Leningrad pentru cărbune, coeficientul de reducere structurală $\lambda=0,2$.

II. Criterii, parametri şi caracteristici care au stat la baza reproducerii pe modele din materiale echivalente a exploatării

Posibilitatea vizualizării proceselor de deformare-deplasare ce însoţesc sau urmează exploatarea în subteran a substanţelor minerale utile a făcut, din modelarea cu materiale echivalente, o cale de cercetare deosebit de utilă şi de ieftină pentru elaborarea de prognoze privind influenţa exploatării asupra suprafeţei şi a masivului înconjurător. Timpul relativ scurt în care se poate realiza o modelare, în comparaţie cu realizarea in situ a unei exploatări experimentale, lipsa riscurilor tehnice şi umane, cît şi gradul acceptabil de precizie a rezultatelor au contribuit, din plin, la extinderea utilizării şi perfecţionării metodei.

Experienţa a demonstrat că studierea pe modele din materiale echivalente a interacţiunii dintre activitatea minieră din subteran şi starea de tensiune-deformare a masivului înconjurător oferă o serie de avantaje faţă de modelele analitice şi in situ. Prin reproducerea la scară a fenomenelor fizice care au loc în natură, modelele din materiale echivalente pot elucida atît mecanismul de deformare şi deplasare a rocilor din jurul lucrărilor miniere de exploatare, cît şi modul de redistribuire a tensiunilor din masiv şi, legat de aceasta, modul de transmitere şi mărimea deformaţiilor ce vor afecta suprafaţa.

Faptul că masivul de roci este un mediu solid relativ discontinuu şi foarte complex şi de cele mai multe ori necunoscut în întregime sub aspectul condiţiilor geologo-tehnice, la care se adaugă şi circumstanţa că în laborator nu pot fi reproduse toate detaliile din natură, determină un anumit grad de schematizare a reproducerii în model, cu unele implicaţii la prelucrarea şi interpretarea datelor. Din acest motiv utilizarea tehnicii modelării în laborator a proceselor miniere nu se poate face cu succes fără o corelare a rezultatelor cu terenul şi fără un anumit grad de experienţă.

Modelarea cu materiale echivalente se realizează în standuri speciale în care se reproduc, cu respectarea legilor similitudinii, atît unele din proprietăţile fizico-mecanice ale rocilor şi substanţelor utile, cît şi unele din datele de zăcămînt şi exploatare cum ar fi geometria zăcămîntului şi a spaţiului care se formează în urma abatării, elemente ale tehnologiei de extracţie, sensul de exploatare, modul de susţinere a spaţiilor care rămîn în urma excavării etc.

Din datele tehnologice se reţin, de regulă, numai acelea care au implicaţii directe asupra procesului de deformare-sfărîmare-deplasare a masivului, motiv pentru care în modelare se neglijează unele elemente de detaliu ale metodei de exploatare.

Modelarea în laborator a fenomenelor fizice are la bază legile similitudinii proceselor mecanice elaborate de Newton, prin care se definesc principalele proprietăţi şi criterii de recunoaştere a fenomenelor similare.

Conform primei din aceste legi, fenomenele care se desfăşoară în sisteme geometrice asemenea sînt similare dacă rapoartele mărimilor de acelaşi fel sînt constante. Principalele mărimi ce sînt luate în considerare în cazul proceselor mecanice sînt spaţiul, timpul şi masa, cu ajutorul lor putînd fi determinaţi şi ceilalţi parametri cum ar fi viteza, acceleraţia şi tensiunile interioare.

Similitudinea mecanică presupune, realizarea atît a unei similitudini geometrice, cît şi a unei similitudini cinematice şi dinamice, fiecare din acestea caracterizîndu-se printr-un anumit raport sau scară cu valoare constantă.

Cea de-a doua lege stabileşte posibilitatea extinderii, prin intermediul unor ecuaţii criteriale de legătură, al rezultatelor obţinute prin studierea pe modele a fenomenelor de deformare-sfărîmare.

Condiţiile necesare şi suficiente pentru similitudinea unor procese din natură cu cele din model sînt precizate în cadrul celei de-a treia legi, potrivit căreia sînt asemenea numai procesele care au aceleaşi condiţii de univocitate şi aceleaşi criterii determinante de asemănare, prin condiţii de univocitate înţelegîndu-se condiţiile care pun în evidenţă un fenomen din totalitatea fenomenelor de acelaşi tip, similitudinea lor fiind determinată de asemănarea geometrică şi de proporţionalitatea acelor proprietăţi ale rocilor care au un rol esenţial în procesul de deformare şi sfărîmare a masivului de roci din jurul abatajelor.

La realizarea lucrărilor de modelare cu materiale echivalente s-a urmărit respectarea următoarelor criterii de similitudine.

— Similitudinea geometrică :

$$S_l = \frac{L}{l} = \text{const.},$$

adică toate dimensiunile L ale masivului de roci modelat au fost reduse la scară pentru a se putea realiza un model cu dimensiuni l accesibile.

— Similitudinea dinamică impune un raport constant S_m între masele particulelor asemănătoare din sistemul studiat M şi din model m :

$$S_m = \frac{M}{m} = \text{const.}$$

Exprimînd masa prin greutate volumetrică și prin volum, scara maselor devine :

$$S_m = \frac{\gamma_n}{\gamma_m} \frac{L^3}{l^3} = \frac{\gamma_n}{\gamma_m} S_l^3 = \text{const.}$$

Întrucît, în orice punct al masivului, tensiunile sînt generate de greutatea rocilor acoperitoare, pentru realizarea similitudinii dinamice s-a avut în vedere păstrarea unui raport constant între greutatea volumetrică a rocilor din natură γ_n și greutatea volumetrică a materialelor echivalente utilizate în model γ_m :

$$S_\gamma = \frac{\gamma_{1\,n}}{\gamma_{1\,m}} = \frac{\gamma_{2\,n}}{\gamma_{2\,m}} = \frac{\gamma_{3\,n}}{\gamma_{3\,m}} = \ldots = \text{const.}$$

Potrivit legii a doua a lui Newton, este necesar ca între forțele exterioare din natură F_n și cele din model F_m să se păstreze un raport constant S_F. Întrucît în subteran tensiunile sînt de natură gravitațională, în acest raport este vorba de forțele volumetrice F_{vn} și F_{vm} și este egal cu :

$$S_{F_v} = \frac{F_{vn}}{F_{vm}} = \frac{\gamma_n L^3}{\gamma_m l^3} = S_\gamma S_l^3.$$

Cum tensiunea este definită ca fiind raportul dintre forță și unitatea de suprafață, scara tensiunilor generate de forțele volumetrice este egală cu :

$$S_v = \frac{F_{vn} A_n^{-1}}{F_{vm} A_m^{-1}} = S_\gamma S_1$$

în care :
A_n și A_m sînt suprafețele din natură, respectiv din model.

Avînd în vedere specificul fenomenelor de deformare a masivului de roci sub influența activității miniere, la confecționarea materialelor echivalente s-au avut în vedere criteriile fundamentale de similitudine a proceselor de sfărîmare, și anume :

- rezistența la compresiune :

$$[R_c]_m = [R_c]_n \cdot S_\gamma^{-1} \cdot S_l^{-1} = [R_c]_n \frac{\gamma_m}{\gamma_n} \cdot \frac{l}{L};$$

- rezistența la tracțiune :

$$[R_t]_m = [R_t]_n \cdot S_\gamma^{-1} \cdot S_l^{-1} = [R_t]_n \frac{\gamma_m}{\gamma_n} \cdot \frac{l}{L},$$

în care :

$[R_c]_m$ și $[R_c]_n$ reprezintă rezistența la rupere la compresiune în model și respectiv în masiv ;

$[R_t]_m$ și $[R_t]_n$ — rezistența la rupere la tracțiune în model și respectiv în masiv ;

γ_m și γ_n — greutate volumetrică în model și respectiv în masiv.

Avînd în vedere diferențele mari de nivel care există între suprafață și zonele preconizate a fi exploatate în adîncime din stratele 3 ; 5 ; 6 ; 7 ; 8 ; 9 și 13, modelarea s-a făcut într-un stand de 6×4,4×0,25 m, în care s-au turnat și compactat, pe rînd, două modele alcătuite fiecare din peste 10 t de materiale echivalente, reproducîndu-se separat la scara 1 : 200 secțiunile transversale trasate prin cele două zone ale blocului O.

Materialele echivalente au fost confecționate pentru fiecare formațiune în parte din amestecuri de materiale inerte și lianți.

Valorile principalelor proprietăți fizico-mecanice ale materialelor echivalente utilizate pentru realizarea celor două secțiuni modelate sînt prezentate în tabelul 3 și menționăm că ele reprezintă valorile medii echivalente ale greutății volumetrice și ale rezistențelor la compresiune și tracțiune în masiv.

Tabelul 3

Valorile medii ale proprietăților fizico-mecanice avute în vedere în cadrul lucrărilor de modelare

Denumirea formațiunii	Greutatea volumetrică, gf/cm³	Rezistența la compresiune, gf/cm²	Rezistența la tracțiune, gf/cm²
Productiv			
Argilă	1,68	60	8
Gresie	1,67	166	11
Marnă	1,74	134	11
Cărbune	0,91	149	8
Șist cărbunos	1,67	40	5
Șist argilos-grezos	1,67	52	6
Bazal			
Argilă	1,68	25	5
Gresie	1,70	68	9
Marnă	1,66	112	13
Conglomerate	1,58	109	7
Argilă grezoasă	1,69	66	8

Pentru urmărirea pe model a deformării-deplasării stratelor de cărbune și a formațiunilor situate în acoperișul și culcușul acestora, în timpul turnării și compactării materialelor echivalente în stand s-au montat 12 aliniamente de repere pentru marcaj direct, operație care s-a realizat cu ajutorul unui dispozitiv optic cu viză perpendiculară.

Procesele de fisurare și surpare ce au însoțit sau au urmat procesele de exploatare s-au marcat direct pe fața transparentă a standului.

Datorită reproducerii miniaturizate a situației din natură, metodele de exploatare nu pot

fi reprezentate întocmai ca în subteran și sînt necesare unele schematizări care se fac în așa manieră, încît fenomenele ce rezultă în teren din aplicarea metodelor respective de exploatare, să fie identice și în model.

Parametrii metodelor de exploatare de care s-a ținut seama la modelarea exploatării cărbunelui din blocul O au fost :

— geometria abatajelor ;
— succesiunea de exploatare a stratelor ;
— succesiunea de exploatare în cadrul stratelor ;
— dirijarea acoperișului ;
— tasarea rambleului în funcție de sarcina de compactare la care este supus în timpul exploatării și după ;
— mărimea golurilor tehnologice.

În timpul turnării în stand a materialelor echivalente, formațiunile puse „în loc" au fost verificate, din punctul de vedere al compactării, prin probarea greutății volumetrice, iar, din punctul de vedere al rezistenței, prin măsurarea cu ajutorul scizometrului a coeziunii realizate prin turnare.

Pentru reproducerea pe model a exploatării părții vestice a blocului O s-a ales o secțiune geologică amplasată perpendicular pe zăcămînt în apropierea puțului 2-est Petrila.

Exploatarea primului model din această secțiune s-a făcut în două etape, și anume :

• în prima etapă s-a reprodus exploatarea cărbunelui din stratele 3—13, așa cum s-a desfășurat în realitate în perioada anilor 1965—1985 ;

• a doua etapă a reprodus pe model exploatarea în adîncime a acelorași strate cu metodele și ordinea de exploatare preconizate.

În cadrul fiecărei etape, exploatarea s-a făcut pe ani, înregistrîndu-se, atît deplasările reperelor pe verticală și orizontală, cît și fenomenele de fisurare și surpare vizualizate pe model.

Al doilea model a avut drept scop prognoza deformațiilor masivului și suprafeței, ca urmare a exploatării cărbunelui din zona estică a blocului O și în acest scop s-a ales o secțiune geologică situată la jumătatea părții estice a aceluiași bloc.

Într-o primă etapă s-a reprodus exploatarea cărbunelui din stratele 13 ; 6 și 5 prin metode cu surpare, așa cum s-a realizat de fapt în subteran în zona secțiunii modelate.

A doua etapă de exploatare pe model a constituit-o extragerea ascendentă a cărbunelui din stratul 3, prin utilizarea metodei de exploatare în felii și rambleierea spațiului excavat cu un amestec din steril și cenușă de termocentrală.

Exploatarea acestui strat a început de la cota +100 și s-a realizat, pe înălțimea a trei etaje, pînă la cota +250.

III. Rezultatele modelării

Observațiile și măsurătorile efectuate în cursul exploatării modelelor au arătat că procesele de deformare-deplasare ale masivului au început și s-au desfășurat normal în cadrul ambelor modele.

Prima etapă de exploatare din primul model a fost reprodusă cu dublu scop și anume de a provoca masivului cuprins în standul de modelare deformațiile pe care le-a produs în teren exploatarea efectivă a stratelor de cărbune din blocul O, cît și de a verifica veridicitatea modelului, prin compararea deformațiilor înregistrate pe model cu deformațiile obținute prin măsurătorile de teren efectuate pe un aliniament de I.C.I.T.P.M.H. Petroșani în perioada 1982—1985.

Valorile obținute pe model și pe teren, pentru această perioadă, sînt prezentate, pentru comparare, în tabelul 4 și sensibila lor apropiere considerăm că nu mai necesită comentarii.

Tabelul 4

Mărimea scufundărilor măsurate pe același aliniament în teren și pe model

Reper nr.		Scufundare, mm	
de pe teren	de pe model	pe teren	pe model
50	15	49	50
51	16	67	70
52	17	160	100
54	17—18	82	75
56	18—19	114	115
57	18—19	122	120
58	19	118	125

În același scop am comparat și scufundările maxime înregistrate în teren în perioada 1982—1985 pe alt aliniament cu scufundările maxime măsurate pe model pentru aceeași perioadă și am constatat că valorile determinate sînt sensibil apropiate.

Valorile scufundărilor măsurate în teren în perioada 1982—1985 reprezintă numai deformațiile parțiale ale albiei de scufundare. Pentru ca prin aceste măsurători să se fi putut obține scufundarea totală ar fi fost necesar ca măsurătoarea de bază să fie realizată înainte de anul 1973.

Transmiterea deformațiilor la suprafață s-a produs, așa după cum a rezultat din model, încă din anul 1973, în acoperișul stratelor, și a debutat în culcușul stratului 3, în perioada 1973—1975, ca efect al exploatării stratului 5.

Durata de transmitere a deformațiilor la suprafață diferă de la acoperiș la culcuș și este de aproximativ 7—9 luni în acoperiș și 2—3 ani în culcuș, pentru adîncimea de 400—450 m. Aceasta înseamnă că transmiterea la suprafață a efectelor exploatării trebuie căutată numai

după parcurgerea unui asemenea interval de timp.

Primele deformaţii ale suprafeţei în culcuşul zăcămîntului n-au putut fi sesizate decît instrumental, ordinul lor de mărime fiind cuprins la scară naturală între 10 şi 50 cm, valori ce nu pot fi sesizate vizual în teren.

Extinderea zonelor de deformare-deplasare a masivului, ca efect al exploatării de pînă în anul 1973, se prezintă în figura 1, şi, aşa după cum se poate observa, în zona de deformaţii a intrat şi partea superioară a puţului 2-est.

O dată cu coborîrea în adîncime a exploatării se extinde şi zona de transmitere a deformaţiilor în culcuşul stratului.

Ca urmare a exploatării în adîncime a stratelor groase, se constată o creştere accentuată a mărimii scufundărilor în acoperişul zăcămîntului.

Faţă de etapele anterioare, extinderea în culcuş a zonelor de deformaţie a masivului şi a suprafeţei are o dezvoltare mai mică, influenţată de utilizarea rambleului hidraulic la exploatarea în adîncime a stratului 3.

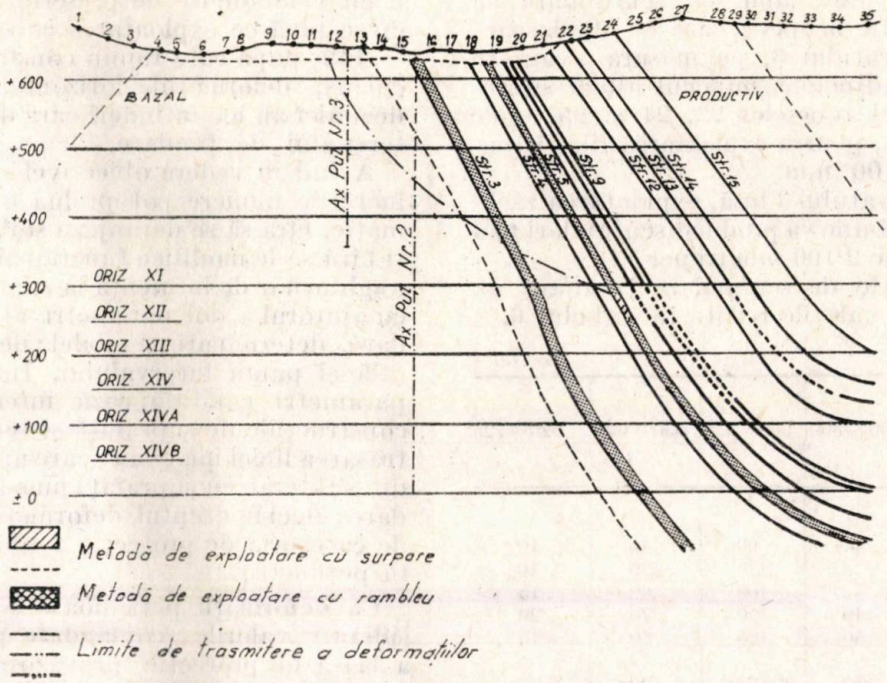


Fig. 1

Tabelul 5

Prognoza parametrilor albiei de scufundare din culcuşul stratului 3 în zona vestică a blocului O—Petrila

Parametri	Adîncimea de exploatare, m	Repere nr. 7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17
		Distanţa între repere, m 40	20	40	40	20	40	40	20	40	40	20
Deformaţie orizontală, mm/m	450								+ 5,0	+ 6,2	+ 7,5	+10,0
	500						+ 2,7	+ 5,0	+10,0	+12,5	+17,5	+17,5
	550					+ 7,5	+10,0	+11,2	+15,0	+16,2	+20,0	+22,5
	620			+3,7	+11,2	+12,5	+17,5	+20,0	+22,5	+25,0	+21,5	+27,5
	725	+3,7	+7,5	+12,5	+15,0	+15,0	+17,5	+26,2	+27,5	+27,5	+31,2	+30,0
Scufundare, mm	450							400	500	700	800	900
	500				200	250	400	550	700	1 000	1 350	1 500
	550		400	500	550	750	800	1 000	1 200	1 400	1 750	1 800
	620		600	750	1 000	1 200	1 400	1 700	1 800	2 100	2 500	2 700
	725	700	800	900	1 150	1 200	1 500	2 000	2 100	2 400	2 850	3 000
Pantă, mm/m	450								−2,5	− 3,7	− 2,5	− 5,0
	500			−1,2	+ 3,7	− 2,5	− 1,2	− 3,7	−7,5	−10,0	− 8,7	− 7,5
	550			− 2,5	− 1,2	−10,0	− 1,2	− 5,0	−5,0	−10,0	− 7,5	− 5,0
	620			− 3,7	− 6,2	− 5,0	− 7,5	− 5,0	−5,0	− 7,5	−10,0	−10,0
	725		+5,0	− 2,5	− 6,2	− 2,5	−10,0	−10,0	−5,0	− 7,5	−11,2	− 7,2

Ca urmare a înregistrării pe model a mărimii deplasării reperelor pe verticală și orizontală, au fost obținuți parametrii principali care caracterizează o albie de scufundare și anume: deformația orizontală, scufundarea și panta intervalului. Mărimea acestor parametri pentru culcuș și pentru anul de exploatare 1982 (H = = 450 m), a căror transmitere la suprafață s-a încheiat aproximativ în anul 1985, precum și parametrii prognozați prin modelarea pentru adîncimile de exploatare de 500, 550, 620 și 725 m se prezintă în tabelul 5.

Analiza scufundării reperelor scoate în evidență zonarea unei albii de scufundare cu centrul situat în acoperiș, care se deplasează către avalul stratului 3, pe măsura avansării exploatării în adîncime, mijlocul albiei situîndu-se în dreptul reperelor 23, 24 și 25, unde se vor înregistra, pentru exploatarea finală, scufundări de 12 100 mm.

În culcușul stratului 3 însă, exploatarea zăcămîntului de cărbune va produce scufundări mai mici și anume de 2 100 mm (reper 14).

Vitezele anuale de scufundare (mm/an) au atins în model valorile redate în tabelul 6.

Tabelul 6

Specificație \ Adîncimea de exploatare	450–500	500–550	550–620	620–725
Culcuș:				
Reper 10	—	90	45	10
Reper 11	—	125	35	10
Reper 12	—	100	60	15
Reper 13	40	110	70	20
Reper 14	50	125	60	10
Acoperiș				
Reper 20	290	175	120	30
Reper 21	310	237	165	55
Reper 22	400	260	255	325
Reper 24	—	275	340	380

Din analiza datelor prezentate în acest tabel se observă că în culcuș are loc o scădere a vitezei anuale de scufundare, pe măsura creșterii adîncimii de exploatare, în timp ce scufundarea reperelor din acoperiș, situate în extremitatea sud-estică, se mărește pe măsură ce exploatarea se adîncește, în centrul albiei manifestîndu-se o tendință de liniștire a fenomenului.

Principalii parametri ce caracterizează deformația terenului din culcuș (deformația orizontală, scufundarea și panta) sînt prezentați în tabelul 5. Din analiza acestor date se observă că parametrul ε înregistrează valori mai mari decît cele admise de prescripțiile în vigoare și cresc pînă ce exploatarea coboară pînă la cota + 112, după care rămîn constante. În zona de culcuș, deformațiile orizontale sînt pozitive, deci aici au loc întinderi care duc la rupturi ale terenului de fundare.

Avînd în vedere obiectivele de la suprafață, lucrările miniere pot prelua o anumită deformație, fără să se deranjeze stabilitatea acestora și fără să le modifice funcționalitatea; mărimea unghiurilor de influență la suprafață s-a stabilit cu ajutorul a doi parametri ai albiei de scufundare, determinați pe model: deformația orizontală și panta intervalului. Întrucît acești doi parametri condiționează interacțiunea dintre construcțiile de suprafață și terenul de fundare, trasarea liniei imaginare care unește exploatarea din subteran cu suprafața nu s-a făcut la scufundarea 0, ci în dreptul deformației-limită admisă de categoria de protecție a obiectivelor situate în perimetru.

Ca deformații periculoase s-au luat în considerare valorile recomandate pentru categoria a III-a de protecție prevăzută în prescripțiile tehnice privind delimitarea pilierilor de siguranță la minele de lignit din țara noastră, valori care sînt mai mici decît cele recomandate de INCERC [11].

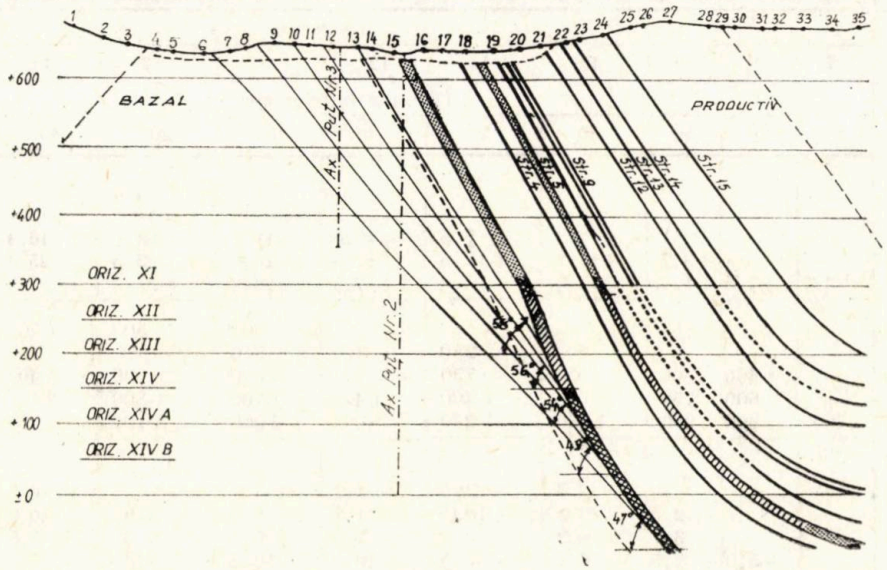


Fig. 2

Mărimea acestor unghiuri este de 58° pentru exploatarea care corespunde anului 1982, de 56° pentru exploatarea care corespunde adîncimii de 500 m și va fi de 54° pentru exploatarea care corespunde adîncimii de 550 m, de 49° pentru exploatarea care corespunde adîncimii de 620 m și de 47° pentru exploatarea care corespunde adîncimii de 725 m (fig. 2).

Și din reproducerea pe model a exploatării părții estice a blocului O s-au obținut o serie de rezultate interesante.

Cu ajutorul diagramelor de scufundare a reperelor montate în corpul modelului, s-au delimitat, de asemenea, zonele de deformație a masivului și suprafeței.

Exploatarea parțială prin surparea stratelor de cărbune 13 ; 6 și 5 a transmis masivului înconjurător o influență care s-a oprit cu circa 200 m de suprafață, între cotele + 400 și + 500 (fig. 3).

Exploatarea stratului 13 a transmis o influență atît în acoperiș, cît și în culcuș. Avînd în vedere că în masiv s-a format o boltă de echilibru, în figura 3 s-a trasat curba izoscufundărilor cu valoarea de 0,300 m, în exteriorul căreia pot fi amplasate lucrări miniere.

Pentru această fază de exploatare unghiurile de influență prezintă importanță numai pentru trasarea unor eventuali pilieri pentru protejarea lucrărilor situate în acoperișul și culcușul zonei de influență.

Exploatarea prin surpare a unui etaj din stratul 6 a influențat numai acoperișul, datorită valorilor relativ mici ale grosimii și ale lungimii pe înclinare.

Exploatarea aceluiași etaj în stratul 5 a influențat și culcușul datorită grosimii mai mari a acestui strat.

Trecerea la exploatarea stratului 3 prin metoda de exploatare cu felii ascendente cu ram-

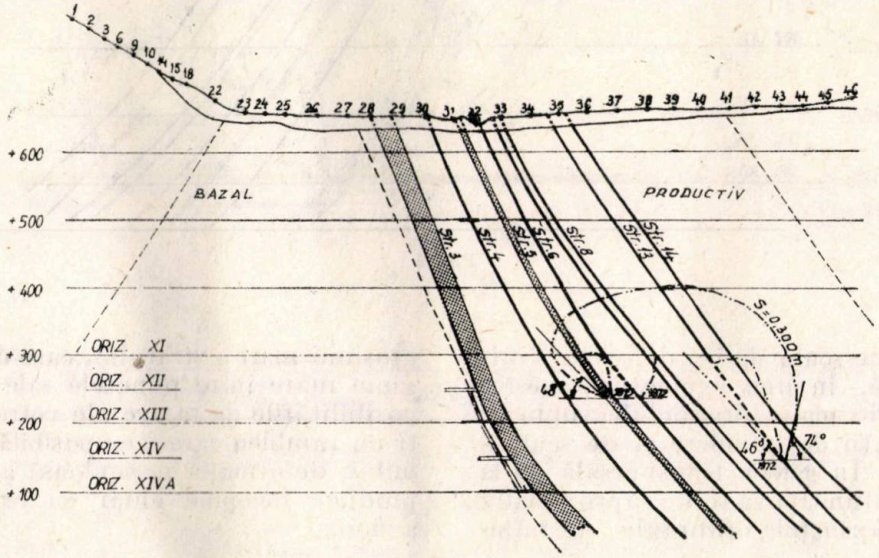


Fig. 3

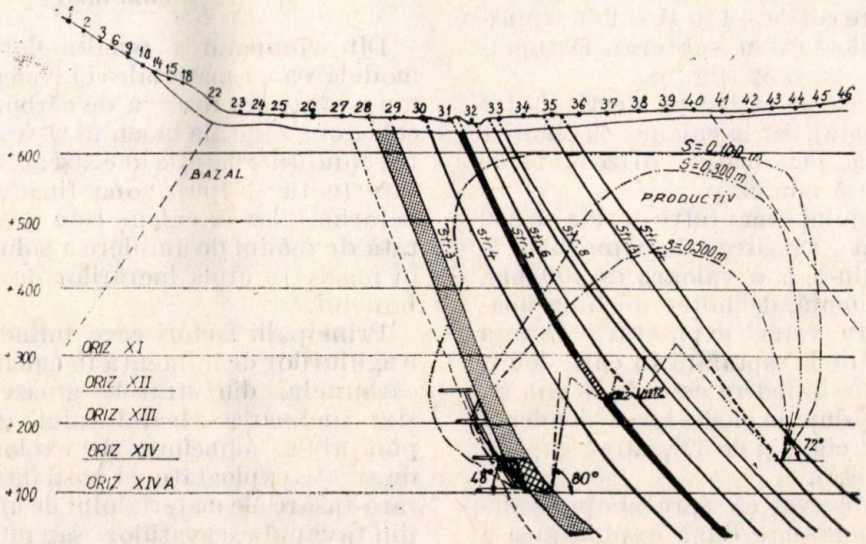


Fig. 4

bleu începe să influenţeze deformaţia masivului după avansarea pe verticală cu 16 m.

După exploatarea primului etaj, situat între 500 şi 450 m de la suprafaţă, deformaţia masivului se extinde şi va avea aproximativ distribuţia trasată prin curbele de izoscufundare prezentate în figura 4. Deformaţiile însă nu ajung la suprafaţă, ci se opresc la cîţiva zeci de metri de aceasta.

acest stadiu se produce numai în culcuşul stratelor 5 şi 3.

Exploatarea stratului 3 între cotele + 100 şi + 250 deformează, prin fisurare şi deplasare „din loc", masivul situat deasupra exploatării şi deci şi cărbunele din stratele 3—15.

În legătură cu deformaţia cărbunelui din stratul 3, situat în tavanul abatajelor, considerăm că este necesar să subliniem că datorită

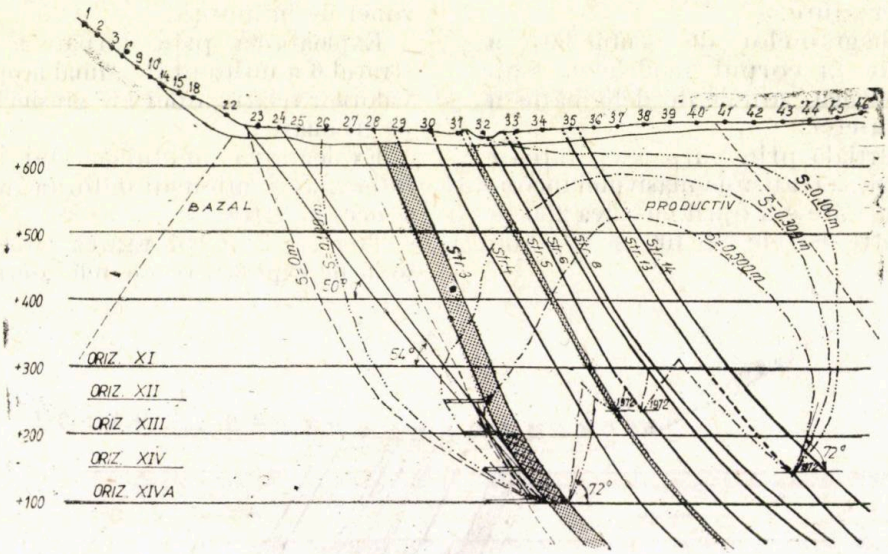


Fig. 5

Din diagrama de scufundări şi deformaţii orizontale rezultă că, în urma exploatării acestui etaj, în partea de masiv situată deasupra se dezvoltă deformaţii de întindere şi de scufundare periculoase. În galeria transversală de la cota + 200 m scufundara va fi de aproximativ 250 mm, iar deformaţiile orizontale de întindere de 3 mm/m.

Exploatarea a încă 50 m pe verticală, adică a etajului situat între cotele +150 şi +200, transmite influenţa exploatării în subteran la suprafaţă, între reperele 22 şi 32 (fig. 5).

Influenţele intense se extind pe verticală tot pe înălţimea unui etaj, iar în culcuş, la limitele zonei de influenţă, deformaţiile orizontale de întindere depăşesc 5 mm/m.

Exploatarea etajului situat între cotele + 200 şi +250 amplifică valoarea deformaţiilor la suprafaţă, aducîndu-le la o valoare de 400 mm.

Unghiul de influenţă, delimitat de linia imaginară care uneşte vatra exploatării la cota + 100 cu punctul de la suprafaţă în care deformaţia orizontală de întindere este de 6 mm/m, are valoarea de 54°, după exploatarea ascendentă cu rambleu a două etaje, şi de 52°, după exploatarea a încă unui etaj.

Pe model s-a observat că spre acoperiş deformaţiile rămîn constante după exploatarea a două etaje şi că deformaţia suprafeţei după grosimii mari a stratului, care determină o lungime mare între punctele sale de încastrare şi posibilităţile de tasare ale vetrei alcătuită dintr-un rambleu care face posibilă coborîrea tavanului, deformaţia periculoasă a acestuia se va produce începînd chiar cu exploatarea feliei a doua.

Concluzii

Din compararea rezultatelor obţinute prin modelarea cu materiale echivalente a exploatării unor părţi din rezerva de cărbune cantonată în cele două zone ale blocului O, se constată că pentru condiţiile date, la aceeaşi adîncime de exploatare (cota + 100), zona finală de extindere a deformaţiilor în culcuş este prea puţin influenţată de modul de umplere a golurilor care rămîn în masiv în urma lucrărilor de extracţie a cărbunelui.

Principalii factori care influenţează mărimea unghiurilor de influenţă în culcuş la exploatarea cărbunelui din stratele groase ale blocului O sînt înclinarea zăcămîntului, grosimea sa exploatabilă, adîncimea de exploatare, înălţimea de strate exploatate şi posibilităţile de compactare-tasare ale materialului de umplutură surpat din tavanul excavaţiilor sau introdus în acestea ca rambleu.

În zona vestică, mărimea unghiului de influență va descreşte pe măsura coborîrii exploatării, reducîndu-se de la 58°, în cazul adîncimii de 450 m, la 47°, pentru adîncimea finală de 725 m.

La exploatarea ascendentă a zonei estice, datorită configurației acesteia, grosimii şi adîncimii de exploatare a stratului 3, extinderea zonei de influență în culcuş va creşte pe măsură ce exploatarea va înainta pe verticală. Unghiul de influență la suprafață va fi de 54°la exploatarea a două etaje şi va ajunge în final, după 3 etaje exploatate din stratul 3, la 52°.

Extinderea deformațiilor intense în culcuş se produce cu un decalaj de aproximativ 1 an după umplerea spațiului excavat cu roci surpate sau cu rambleu, ca efect al acțiunii forțelor gravitaționale şi al posibilităților de comprimare-tasare ale materialului de umplutură, posibilități care, în cazul metodelor amintite, sînt aproximativ aceleaşi.

Timpul de transmitere la suprafață a deformațiilor, în cazul metodelor cu surpare, este de 7—9 luni în acoperiş, pentru adîncimi de exploatare de 300—400 m, şi de 2—3 ani în culcuş, pentru adîncimi de exploatare de 400—450 m.

În cazul metodei ascendente cu rambleu, timpul de transmitere la suprafață a deformațiilor este în jur de 6—7 ani de la debutul exploatării la adîncimea de 550 m.

Metoda de exploatare influențează atît mărimea suprafeței albiei de scufundare, cît şi coborîrea pe verticală a acesteia, determinînd în culcuş o scufundare de 2 100 mm, în cazul metodei cu surpare, şi de 400 mm, în cazul metodei cu rambleu ascendent.

Prin extragerea în partea estică a blocului O şi a cărbunelui din stratele 5 ; 6 şi 13 (eventual şi a altora care au grosimi exploatabile), dimensiunile albiei de scufundare şi amplitudinea deformațiilor suprafeței se vor apropia şi în această zonă de valorile din zona vestică.

Avînd în vedere că solicitările de orice tip care se dezvoltă în jurul golurilor subterane sînt de natură gravitațională şi că prin lucrările de excavare are loc o redistribuire a acestora cu puncte de concentrare periculoase, în cazul exploatării stratului 3 prin felii ascendente cu rambleu trebuie avut în vedere că la debutul exploatării deformația masivului înconjurător începe după avansarea pe verticală a exploatării cu 16 m.

Datorită grosimii mari a stratului din care rezultă o deschidere mare a tavanului şi a posibilităților de tasare ale vetrei, deformația periculoasă a cărbunelui din tavan va începe o dată cu exploatarea ascendentă a feliei a doua, ceea ce constituie un handicap al metodei față de metodele de exploatare descendente.

Bibliografie

[1] * * * *Sinteza geologică a perimetrului minier Petrila.* C.M.V.J. Petroşani, 1986.

[2] Popescu, M. ş.a. *Caracteristici fizico-mecanice ale cărbunilor şi rocilor înconjurătoare de la mina Petrila.* Anuar ICEMIN nr. 10, 1967.

[3] * * * *Determinarea principalelor caracteristici fizico-mecanice ale rocilor recoltate din sonda 3-est, cîmpul minier Petrila nord.* Institutul de Mine Petroşani, 1982.

[4] Todorescu, A. *Proprietățile rocilor.* Ed. tehnică, Bucureşti, 1986.

[5] Fotă, D., Băncilă, I. *Masive de roci şi structuri. Geologie inginerească.* Vol. 2, Ed. tehnică, Bucureşti, 1982.

[6] * * * *Recomandări privitoare la măsurile de luat pentru consolidarea clădirilor şi instalațiilor aflate în zona de influență a exploatărilor miniere subterane.* Leningrad, Stroizdat, 1967.

[7] Fotă, D. *Considerații cu privire la tasarea unor ramblee.* Mine, Petrol şi Gaze, nr. 4, 1985.

[8] Hoek, E. *Surparea progresivă a unui zăcămînt înclinat.* Londra, 1974.

[9] * * * *Prescripții tehnice privind delimitarea şi evidența pilierilor de siguranță la minele de lignit.* ICITPML Craiova, 1985.

[10] Rancea, Gh., Omotă Maria, Botoroagă Maria *Stabilitatea obiectivelor amplasate în zona de influență a lucrărilor de exploatare subterană.* Mine, Petrol şi Gaze, nr. 4, 1982.

[11] Brînzan, I., Soare, M. *Comportarea clădirilor de locuit în zonele cu deformații mari de teren datorate exploatărilor miniere subterane.* Construcții, nr. 10, 1980.

[12] Fotă, D. *Influența lucrărilor subterane asupra stabilității construcțiilor de suprafață. Geologia inginerească.* Vol. 2, Ed. tehnică, Bucureşti, 1982.

Factori care decid productivitatea sondelor

Prof. dr. doc. **G. Manolescu**

Productivitatea sondelor de țiței și gaze asociate depinde, evident, în primul rînd de o serie de factori naturali (existența hidrocarburilor în condiții fizico-chimice care să asigure acumulării naturale respective calitatea de zăcămînt, economicitatea exploatării) — factori considerați din oficiu ca satisfăcători; în al doilea rînd, ea depinde de condițiile în care este condusă exploatarea.

Această a doua serie de factori începe să se manifeste din momentul în care sapa atinge formațiunea productivă. Nu putem insista asupra faptului că *din acest moment forajul propriu-zis, forajul în formațiunile sterile, trebuie considerat încheiat și că* în operațiile ce urmează *de aici încolo tehnologia de aplicat, conduita și deciziile trebuie să aibă ca absolută prioritate preocuparea de a nu vătăma productivitatea formațiunilor traversate.*

Părerea autorului, bazată pe o experiență de aproape o jumătate de secol și pe cercetări axate cu precădere în această direcție în ultimii 20 de ani, este că în condițiile în care se forează astăzi, atît la noi, cît și în restul lumii, *se pierde o parte de ordinul a 30% din productivitatea sondelor.*

În practica curentă, dacă o sondă debutează cu o productivitate specifică de sub 20% din potențialul evaluat, prin comparație cu sondele vecine, toată lumea este nevoită să accepte diagnosticul unei blocări. Dacă pierderea nu este decît sub 50%, ea este mai ușor explicată prin neuniformitatea conformației zăcămîntului.

Investigînd cauzele pierderii, se constată însă, de multe ori, cunoașterea incompletă a fenomenelor ce efectiv au loc în zona din vecinătatea sondei, atît ca natură, cît și ca legitate.

Ca urmare, în lumea întreagă concepțiile încep să se schimbe. Atît interesul științific al unor cercetări, cît și recunoașterea cerinței ca din momentul atingerii stratului productiv de către sapă, controlul decizional al desfășurării săpării, cît și detaliile tehnologiei de aplicat trebuie trecute în sarcina specialiștilor în extracție. Mai corect ar fi controlul de către specialiștii în problemele de zăcămînt.

În prezent se dispune de posibilitatea ca prin analiza curbelor de restabilire a presiunii de fund să se estimeze, mai mult sau mai puțin cantitativ, pierderea de productivitate.

Cu toate progresele în tehnica de calcul și în bazele analitice ale problemei, trebuie însă precizat că metoda suferă de imprecizii, derivînd din nesatisfacerea condițiilor simplificatoare ce stau la baza acestor proceduri: încetarea instantanee a curgerii în strat în momentul închiderii sondei la suprafață; caracterul eterogen al curgerii, în condiții în care permeabilitățile efective față de țiței nu pot fi corect estimate și, în oarecare măsură, caracterul finit al zăcămîntului. În afară de aceste limitări, sîntem de părere că însăși legea de bază admisă în aceste analize, legea lui Darcy, nu este valabilă în curgerea eterogenă în condițiile (viteze mici) existente în aceste procese, ea trebuind să fie substituită printr-o lege de tipul „cu prag de gradient de presiune".

În afară de această metodă clasică, s-au elaborat, în laboratorul de fizico-chimia zăcămintelor din Institutul de petrol și gaze, încă două metode: una pentru detecția și estimarea semicantitativă a pierderilor de productivitate, bazată pe analiza curbelor de producție efectivă, oricînd disponibile, și alta, pentru estimarea pierderilor medii ale unor grupuri mai mari de sonde comparabile, metode a căror expunere ar ieși din cadrul lucrării de față.

Lăsînd la o parte problema stabilirii cantitative a pierderilor, să trecem la o analiză sumară a fenomenelor și factorilor care conduc la aceste pierderi.

Literatura de specialitate citează, în principiu, următorul grup de procese care conduc la blocarea, parțială sau totală, a productivității sondelor:

a – procese însoțind pătrunderea particulelor disperse ale fluidului de foraj în porii canalelor rocii colectoare;

b — procesele însoțind infiltrarea fazei continue a aceluiași fluid în sus-menționații poricanale și creșterea saturației în fază apoasă consecvente;

c — procese derivînd din acțiunea apei slab mineralizate (filtratul din fluidul de foraj) asupra mineralelor coloid-dispersabile, eventual prezente în roca colectoare.

În privința proceselor **a** și **c** nu vom discuta aici decît unele laturi mai caracteristice, mai puțin cunoscute sau mai controversate, scopul principal al lucrării fiind analiza proceselor **b** și a unor subprocese ale acestora, mai puțin cunoscute sau scăpate din vedere la evaluarea lor.

a. Pătrunderea particulelor solide, în trecut mult controversată, este admisă a avea loc cu efecte semnificative asupra permeabilității absolute a rocii colectoare: în cazul rocilor cu poromeritică grosieră (permeabilități absolute mari) și pe distanțe relativ mici, cu atît mai mici cu cît distribuția granulometrică a solidelor din fluidul de foraj este mai uniformă și în care particulele mari sînt în cantitate suficientă pentru a asigura formarea rapidă a primelor „podiri" (agregate sprijinite sau împănate) încă la fața rocii înainte de pătrunderea în strat.

Una din metodele realizării acestei podiri „externe" a stratului și deci perfect eliminabile la inversarea sensului de curgere, la punerea în producție este ajustarea prin adaos de nisip a compoziției granulometrică a solidelor fluidului de foraj astfel încît acesta să posede circa 5% (sau puțin peste) particule cu diametru echivalent sau mai mari decît 0,3 δ_{90}, δ_{90} fiind diametrul celor mai mari particule ale fracției fine, cumulînd 90% din masa solidelor fluidului.

Un alt artificiu constă în introducerea masivă, eventual totală, în masa solidelor fluidului de foraj a unor particule ulterior dizolvabile. Fie că este vorba de particule de NaCl (caz în care faza continuă a fluidului trebuie să fie o soluție saturată de NaCl) soluție care mai prezintă utilitatea de a inhiba, eventual a reduce fenomenele de umflare a mineralelor argiloide eventual prezente în rocă (cazul citat ca **c**), care pot fi îndepărtate ulterior prin spălare cu apă dulce, nu prea atractivă din cauza efectelor **b** și **c**, fie că este vorba de particule de carbonați de calciu, calciu + magneziu, calciu + magneziu + fier (în principiu, în afară de cazuri speciale, fierul este de evitat), dizolvarea lor se realizează ulterior cu soluții acide clasice sau adaptate ad-hoc, fie că, în același scop se folosesc și fluide de foraj emulsionate, rezultatul este același: posibilitatea îndepărtării ulterioare, practic totală a vătămării.

O părere personală este aceea că, în general (cu excepția rocilor de mare permeabilitate la care pătrunderea poate avea loc pe distanțe mai mari), pătrunderea particulelor fine din fluid nu are loc decît pe o distanță inferioară cu un ordin de mărime aceleia la care pătrund gloanțele sau jeturile cu care se realizează perforarea, astfel că efectul **a** este, prin însuși acest fapt, practic eliminat.

În privința efectului **c**, vom menționa aici doar că, deși foarte important și cauzator frecvent de mari pierderi, efectul este întrucîtva mai cunoscut și mai puțin contestat. Problemele pe care le-a ridicat acest efect au condus la cercetări multilaterale în privința naturii și comportării mineralelor argiloide. Depășind cu mult cadrul lucrării de față, vom cita, în rezumat, că numeroșii reactivi propuși pentru inhibarea hidratării lor sau pentru hidrofobizarea lor sînt unii scumpi, alții dificil de aplicat. În general, și *nu întîmplător*, reactivii care ar suprima efectele de umflare-mobilizare sînt reactivi floculanți care ar distruge stabilitatea fluidelor de foraj și, invers, practic toți reactivii peptizanți folosiți pentru condiționarea acestor fluide ar umfla sau cel puțin ar mobiliza intens aceste minerale).

Ca singura soluție practică și în același timp radicală, nu se pot recomanda decît:

— fie fluide cu filtrat apos nul, în general anhidre sau aproape, pe bază de fracții petroliere,

— fie forajul cu orice fel de fluid de densitate strîns ajustată pentru a lucra „la echilibru" de presiune cu fluidele din formațiunea productivă.

Este interesant de reținut că ambele aceste soluții ar combate eficient și blocajul prin efectele **a** și **b**.

Să analizăm acum procesele din grupa **b** de infiltrare în strat a unui filtrat apos din fluidul de foraj.

Mai întîi vom examina natura acestor efecte și apoi amploarea și consecințele lor.

Sub acțiunea suprapresiunii Δp a fluidului de foraj față de fluidele din roca ce se forează, fluidul de foraj are tendința să se infiltreze în aceasta. Analiza proceselor, așa cum se petrec într-un aparat standard de testare a fluidelor, conceput cu peste 60 ani în urmă, este analiza denumită în condiții „statice". Se cunoaște că după o perioadă scurtă, cîteva secunde, în care fluidul pătrunde integral în rocă, cu viteză mare, așa-zisa „spurt period" se formează pe hîrtia de filtru ce modelează suprafața rocii o turtă care se opune total pătrunderii ulterioare în rocă a particulelor solide din fluidul de foraj. Din acest moment procesul se modifică devenind, ceea ce se numește în tehnica de laborator și în tehnologia industrială, un proces propriu-zis de filtrare, cu separarea fazelor, oprirea celor solide pe „filtru", care aici este turta.

Analiza clasică a acestui proces de filtrare admite că, fără a tinde către o valoare asimptotică riguros constantă, viteza medie de filtrare scade din ce în ce mai încet, cu o alură aproximativ reciproc parabolică, dar atît de lent, încît într-o aproximație acceptată pentru perioade de timp relativ scurte (de ordinul celei a traversării formațiunii productive de către sapă) poate fi aproximată ca constantă. Scăderea continuă a vitezei de filtrare se datorește atît tasării turtei, ceea ce conduce la o micșorare a permeabilității ei care tinde către valori de ordinul a $10^{-7} \ldots 10^{-8}$ D, cît și îngroșării continue a turtei din cauza filtrării. În aceste condiții, practic întreaga cădere de presiune motoare:

$$P_{fluid\ de\ foraj} - P_{contur}$$

se cheltuiește în turtă și numai o fracțiune neglijabilă a ei, în rocă, pe traseul sondă-contur.

Un exemplu cantitativ: la o sondă cu raza de contur de 200 m, o rază a sondei de 0,1 m, o grosime a turtei de 2 mm, o permeabilitate a rocii de 10^{-1} D și o permeabilitate a turtei de 10^{-7} D, în rocă se cheltuiește circa $1{,}48 \cdot 10^{-4}$ din toată căderea de presiune, adică circa 0,015%, pe cînd în turtă se cheltuiește 99,985% din suprapresiunea fluidului.

Aceasta face ca această fracţie, dedusă pentru o rocă de 0,1 D, să rămînă tot neglijabilă pentru orice altă permeabilitate a rocii din gama valorilor uzuale.

Dacă în procesul cu alură „statică" din presa standard de filtrare viteza şi debitul de filtrare continuă să scadă chiar extrem de încet, iar turta se îngroaşă la fel, în procesul din sondă, „dinamic", acţiunea mecanică a prăjinilor şi a fluidului ce spală pereţii şi turta limitează grosimea turtei, iar procesul devine staţionar, debitul de filtrare rămînînd constant.

Experienţa arată că filtratul creşte la început cu suprapresiunea fluidului din sondă asupra celui din pori, dar, de pe la valoarea de 20... ...30 bar, practic nu mai creşte şi independenţa vitezei de filtrare de permeabilitatea rocii anterior menţionată ne permite să aproximăm volumul de fază fluidă a noroiului de foraj infiltrat în strat şi, corespunzător lui, raza pînă la care a ajuns această fază invadatoare — apa.

În condiţiile de foraj efectiv, „dinamice", cu turta limitată de circulaţia noroiului, filtratul devine constant. Estimîndu-l la cel standard, volumul de filtrat invadat V_f într-o felie de strat de 1 m grosime (V_f se exprimă în $m^3/m = m^2$) în 24 de ore poate fi estimat cu :

$$V_f = \frac{A_s}{A_f}\frac{24}{0{,}5} \cdot f \cdot 10^{-6} \approx 0{,}1488 \cdot f \cdot r_s,$$

unde :

A_s este suprafaţa laterală a găurii de sondă (al cărei diametru este în general cu 70... 100 mm superior diametrului nominal al sapei), în m^2 ;

A_f — suprafaţa utilă de filtrare a presei standard, circa 0,0037 m^2 ;

f — filtraţia standard, în cm^3 la 1/2 h.

În încercările de a se evalua raza de pătrundere r_i în strat a fluidului infiltrat, literatura de specialitate [6] admite între volumul filtratului pătruns şi volumul rocii afectate, V_f, relaţia :

$$V_r \cdot m = V_f$$

în ideea că filtratul nu poate ocupa decît volumul porilor şi nu pe cel al fazei solide.

În realitate, relaţia este de forma :

$$V_r \cdot m > V_f$$

pentru două motive.

În primul rînd :

- pentru că dezlocuirea fluidelor preexistente în pori nu este cea ideală (mai cunoscută în terminologia dezlocuirilor prin medii poroase ca „dezlocuire-piston") ideală este cea cu „destrămare" (apofize, ramificaţii, „fingering" etc.) ;
- pentru că dezlocuirea fluidelor *preexistente în pori* nu este integrală.

Întrucît efectul neidealităţii scapă practic de sub control printr-o analiză sumară (a se vedea în acest sens voluminoasa literatură de specialitate analizînd procesele de exploatare a zăcămintelor), ne vom mulţumi a modifica sensul notaţiei V_r în acela de volumul *minim posibil* de rocă afectată de procesul de invazie.

Al doilea motiv al inegalităţii este însă mai accesibil analizei.

Într-adevăr, filtratul care pătrunde în roca pe care o găseşte într-o stare de saturaţie reprezentată prin punctul A_0 (fig. 1), saturaţia

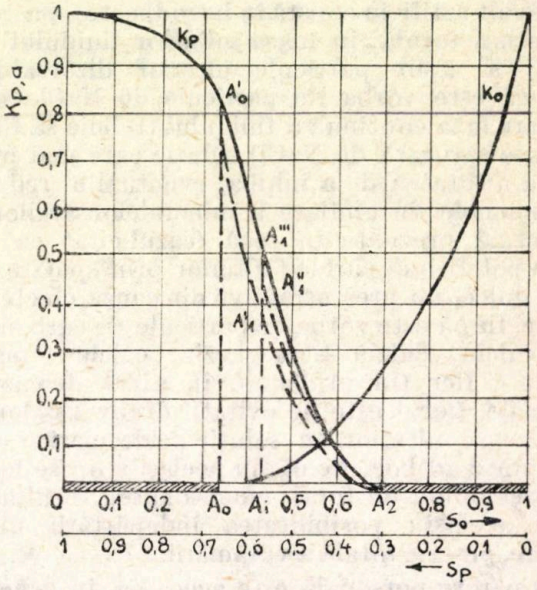


Fig. 1

în apă reprezentată în acest punct este saturaţia ireductibilă cu apă, S_{ia}, pe care ţiţeiul, în procesul de punere în zăcămînt, nu a putut-o dezlocui. Prin infiltrare-invazie, starea de saturaţie a rocii poate fi reprezentată printr-un punct ce se deplasează din A_0 către saturaţii mai mari în apă, către dreapta, dar şi de saturaţii mai mici în ţiţei. Această deplasare nu poate depăşi spre dreapta punctul A_2, deoarece acesta reprezintă saturaţia mecanic ireductibilă cu ţiţei, S_{ip} a rocii.

Astfel, aşa stînd lucrurile, spaţiul disponibil filtratului nu este cel al tuturor porilor, ci numai al fracţiei $1 - S_{ia} - S_{ip}$, ceea ce face ca relaţia dintre V_r şi V_f să devină :

$$V_r(1 - S_{ia} - S_{ip})\, m > V_f.$$

Cum, în medie, saturaţiile ireductibile se situează cel mai frecvent între 0,25 şi 0,40, o valoare medie de circa 0,33 ne arată că, în realitate, volumul de rocă afectat de invazie este de circa 3 ori mai mare decît s-a încercat a se estima, iar raza minimă de invazie, corespunzător, de ordinul a 1,73 ori mai mare.

Dată fiind forma de manşon cilindric circular a zonei invadate, relaţia dintre r_i, raza minimă

de invazie, raza sondei r_s și volumul de fluid infiltrat V_f este :

$$r_i = \sqrt{\frac{V_f}{\pi} + r_s^2}$$

sau :

$$r_i > \sqrt{\frac{V_f}{m(1 - S_{ip} - S_{ia})\,\pi} + r_s^2}.$$

Date fiind controversele existente în privința caracterului de „reparabilitate" a blocajului prin efectul b, anterior menționat, ni s-a părut necesar a încerca evaluarea valorilor r_i în funcție de valorile filtratului standard f al fluidelor de foraj utilizate și de durata de exercitare a presiunii fluidului de foraj asupra stratului, în ideea că depășirea eventual însemnată a valorilor uzual admise ale acestor parametri ar putea conduce la pierderi însemnate de productivitate.

Rezultatele acestor evaluări au fost concretizate în figura 2 pentru cazul unei găuri de sondă cu raza $r_s = 0{,}1$ m, respectiv 0,15 m în cazul figurii 3.

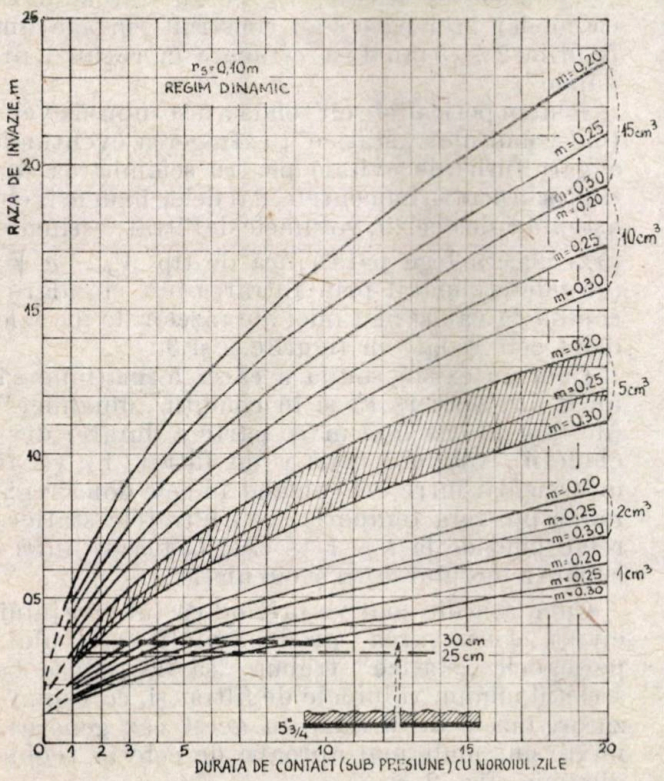


Fig. 2

Este de observat nu numai că „diametrul" găurii de sondă este mai mare cu 70—100 mm decît cel nominal al sapei, dar și că suprafața laterală a găurii de sondă, neregulată din cauza neuniformității rocii și condițiilor ei de solicitare, este semnificativ mai mare decît cea a unui cilindru circular, de gabarit înscris găurii de sondă.

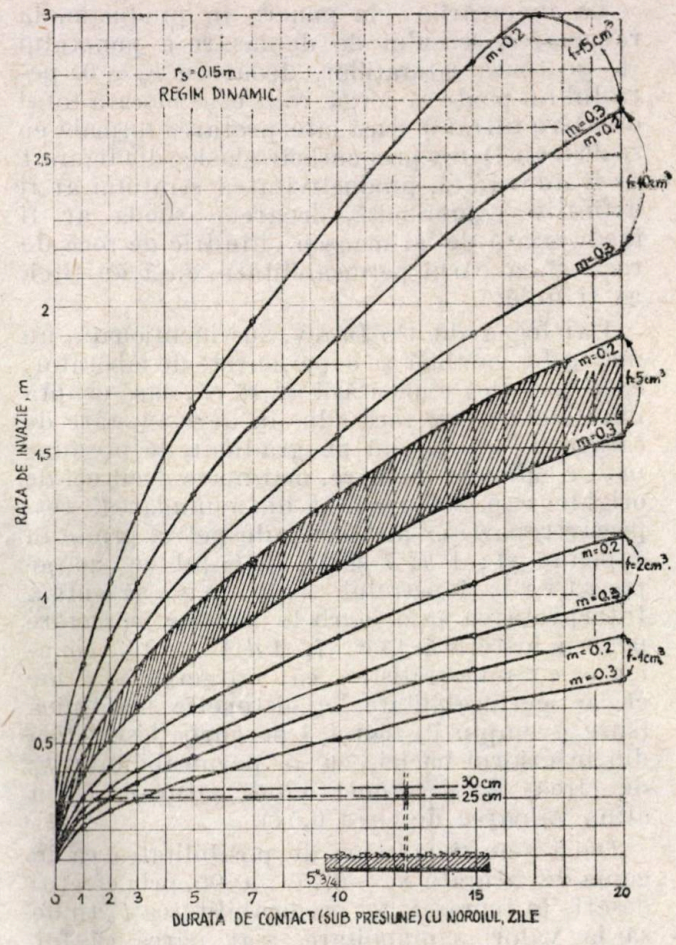


Fig. 3

Examinînd ce se întîmplă cu permeabilitățile relative $k_{p,a}$ în timpul și în zona invaziei se reține * că în starea de saturație A_0 din momentul începerii invaziei ($S_{ia} \approx 0{,}33$; $S_{ip} \approx 0{,}67$), roca prezintă o permeabilitate $k_a = 0$ (prin definiție) și o permeabilitate $k_p \approx 0{,}82$.

Prin efectul infiltrării, saturația S_a crește de la S_{ia} spre exemplu, la circa 0,43 (în punctul reprezentativ A_i, pe scara saturațiilor).

Datorită efectului de histereză a udării și a desaturării, punctul reprezentativ al permeabilității k_p coboară (k_p scade), dar nu pe curba clasică (care ignorează histereza) pînă în A_i ci pe curba histeretică pînă la A_f.

Consecința este că permeabilitatea k_p s c a d e la circa 0,37, m a i m u l t decît ar fi indicat curba clasică $k_p \approx 0{,}5$, în A_i.

În continuare, ca efect al invaziei, punctul A_i se deplasează treptat pînă la A_2, cînd, la saturația ireductibilă în petrol de circa 0,3, filtratul trece mai departe f ă r ă a m a i d e z l o c u i p e t r o l u l deoarece $k_p = 0$!

* Sub rezerva celor citate în privința valabilității legii Darcy și a noțiunii de permeabilitate efectivă.

La încercările de punere în producție, la reversarea sensului de deplasare a punctului A_i pe scara saturațiilor, deoarece $k_p = 0$, petrolul nu poate să curgă, roca este blocată total de către filtrat și dacă interpretarea formală ce se dă legii Darcy prin curbele clasice din figura 1 ar fi adevărată, productivitatea stratului ar fi definitiv compromisă, deoarece sonda ar fi înconjurată de un manșon cilindric de rocă de rază r_i, a cărui permeabilitate, față de țiței, ar fi nulă.

Dar legea de tip Darcy, sus-menționată, nu mai este valabilă și experiențele de laborator, ca și practica exploatării arată că, dacă asupra unui element de rocă adus în această stare de saturații se exercită un gradient de presiune motor suficient de mare, mai mare decît cel de origine capilară rezultat din cumularea, respectiv repartiția picăturilor de petrol prinse în capcane [1; 4 *b*; 7 și 2], blocajul se sparge p a r ț i a l și petrolul î n c e p e să curgă. Interpretarea prin curbele clasice corectate pentru histereză [4 *c*; 7, 4 *d*)] arată, m a c r o s c o p i c-statistic, că curgerea are loc cu o permeabilitate k_p histeretic mai mică (spre exemplu în figura 1 pe curba histeretică din interiorul buclei, cu o permeabilitate k_p de circa 0,44, atunci cînd saturația S_p a atins valoarea de circa 0,57).

Dacă s-ar ține seama de posibilitatea ca în gama de saturații $S_p = 0{,}75 \ldots 0{,}90$, prin efectul descris în lucrarea [8] permeabilitatea k_p tinde să ia valori supraunitare, s-ar părea că tot efectul blocării prin filtrat ar putea fi compensat. În acest caz însă, efectul citat este atenuat de faptul că, m i c r o s c o p i c, spargerea blocajului nu s-a produs decît în unele din canalele rocii, cele cu rază capilară mai mare, cele care opuneau diferențe de presiune de natura efectului Jamin, mai mici. Celelalte canale, mai mici, care ar necesita gradienți de presiune mai mari, rămîn b l o c a t e, deoarece gradienții de presiune motori posibil de aplicat scad din momentul î n c e p e r i i spargerii blocajului.

Mai mult decît atît, chiar dintre canalele al căror diametru relativ mare ar fi satisfăcut condițiile de deblocare, o bună parte prezintă direcții de curgere cu abateri de la direcția macroscopică de curgere care fac ca componenta gradientului motor, după direcția axului lor, să rămînă inferioară gradientului pe care îl opun succesiunile de meniscuri respective [4, p. 321–323].

Astfel, în realitate, blocajul nu poate fi spart decît pe o zonă îngustă (de conformație analoagă unui sector) „zona de minimă rezistență", pe cînd, pe restul conturului manșonului de blocare, aceasta persistă, iar sonda se comportă ca o sondă hidrodinamic imperfectă din punctul de vedere al modului deschiderii. Pentru evaluarea acestui grad de imperfecțiune nu dispunem decît de mijloace indirecte, în general semicantitative și de analiza curbelor de restabilire a presiunii, ale căror caracteristici de cost și fiabilitate le-au făcut, cel puțin pînă astăzi, prohibitive.

Pentru a încheia analiza riscurilor de producere a blocajului de tipul **b**, prin filtrat, ne rămîne să verificăm în ce măsură zonele blocate ar putea fi străpunse prin jeturile explozive sau proiectilele utilizate la perforarea sondelor.

Cu excepția proiectilelor de mare calibru, unice (de tip Kolodiajnîi), a căror răspîndire a rămas foarte redusă din considerente pragmatice (neobținerea efectelor pretinse), toate proiectilele sau jeturile perforante nu pot depăși o adîncime de 0,25–0,30 m în sistemul burlan-ciment-formațiune.

Valorile minime ale razelor de invazie ce se pot citi în figurile 2 și 3 arată că de îndată ce durata de acțiune a fluidului de foraj a depășit cîteva zile, chiar dacă fluidul nu prezintă valori mai mari decît 5 cm³ la 30′ sau (și cu atît mai mult dacă *și*) filtratul fluidului de foraj folosit a depășit valoarea de 10 cm³ chiar pentru o singură zi, blocajul nu mai poate fi străbătut de proiectile, respectiv jet.

Volumele de filtrat, V_f, ce au stat la baza calculelor prin care s-au construit curbele din figurile 2 și 3 au fost estimate în regim „dinamic".

Pentru perioadele cît sonda a fost supusă eventual condițiilor „statice", extragerea eventuală a garniturii (de evitat) pentru schimbarea de sapă sau pentru inocentele, dar deloc inofensivele așteptări de decizii, volumele de filtrat, estimate prin clasica lege parabolică de tip $V_f = c.\sqrt{t}$ (cu c determinabil prin filtrarea-test standard) conduc la valori mai mici ale razelor de invazie decît cele redate în figurile 2 și 3.

Cum nu există sondă a cărei formațiune să nu fi fost traversată și în condiții „dinamice" (de fapt în cea mai mare parte a duratei deschiderii), volumul efectiv de filtrat V_f va fi intermediar între cel calculat în cele două regimuri, pro rata temporis și cu filtratele statice, reîncepînd de la $t = 1/48$ zile, la fiecare întrerupere a lucrului sapei și circulației.

Cum, atît din motive privind costul forajului cît și conservarea productivității stratului, perioadele „statice" trebuie să fie reduse la strictul minim, volumele de filtrat și, corespunzător, razele de invazie în acest caz general, mixt, sînt mult mai aproape de cele în regim dinamic (fig. 2 și 3).

Pentru orientare, s-au calculat razele de invazie în regim pur static (caz-limită, strict inexistent ca atare), reducîndu-se valorile razelor de invazie, care le-ar corespunde, în figura 4.

Deși aceste valori sînt net mai reduse, dată fiind măsura redusă în care componenta acestui proces intervine și date fiind chiar valorile de

orientare din figura 4, valabilitatea concluziilor trase pentru regimul dinamic rămîne, chiar și cantitativ, practic integrală.

Concluzia în privința capacității procedeelor de perforare de a străpunge blocajele este că:

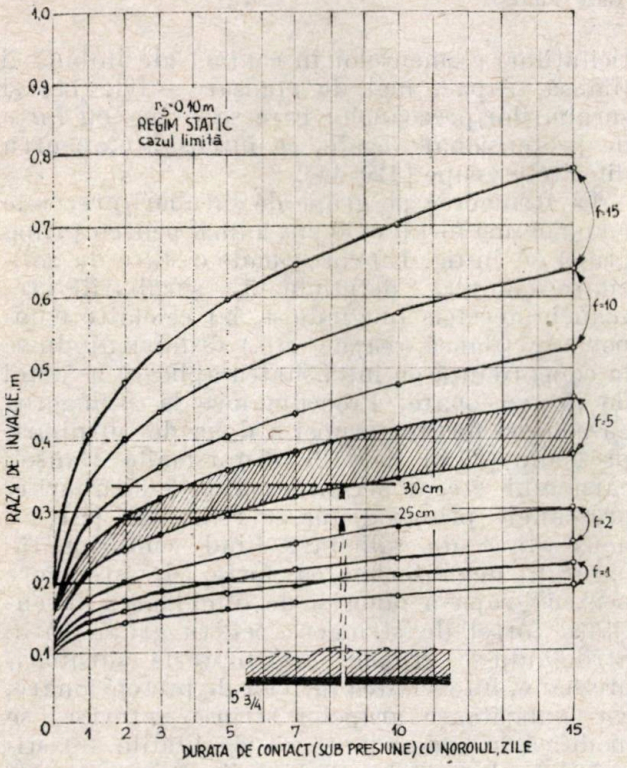


Fig. 4

dacă ele pot străpunge practic întotdeauna blocajele de tip **a** (prin particule solide), în schimb ele sînt total incapabile de a străpunge blocajele de tip **b** (modificarea saturațiilor prin invazie) sau de tip **c** prin umflarea sau/și migrația mineralelor solid dispersabile), și cu atît mai mult a blocajelor simultane de tip **a** + **b** + **c**.

De altfel, blocajele de tip **c** sînt întotdeauna însoțite de cele de tip **b**, iar din suprapunerea acestor efecte rezultă alte procese ce vor face obiectul unei lucrări ulterioare, despre care se poate anticipa că demonstrează ireversibilitatea practică a blocării, chiar dacă s-ar dispune de reactivi mult mai eficace decît cei actualmente cunoscuți pentru inhibarea „a posteriori" a efectelor de umflare sau/și de posibilitatea de a se aplica pentru deblocare la punerea în producție gradienți-motori de presiune cu un ordin de mărime superior celor actuali.

În afară de cazul perfecționării metodelor de redeschidere a accesului la strat (jeturi hidraulice de bătaie mare sau fisurare hidraulică), singura metodă de combatere a blocării rămîne prevenirea ei prin fluide speciale (fără filtrat apos) sau forajul la echilibru (efectiv, și nu cel subsimbolic cu fluide ce totuși se infiltrează în strat cu suprapresiuni de ordinul a 10 bar).

În aceste condiții, caracterizarea ca noroaie cu filtrat mic a celor cu filtrat de ordinul a 5 cm^3 la 30′ rămîne la limita seriozității dacă nu dincolo de ea.

În lumina rezultatelor analizei de față, printre măsurile i m e d i a t a c c e s i b i l e rămîne de absolută prioritate reducerea drastică a duratei traversării formațiunii productive, inclusiv prin suprimarea perioadelor de regim static.

În același timp, va trebui radical revizuită optica stabilirii condițiilor de traversare a acestei formațiuni, la întocmirea comenzilor geologo-tehnice pentru forajul formațiunilor productive de mare grosime.

Bibliografie

[1] M a n o l e s c u, G. *Contribuții la cunoașterea efectelor interfețelor asupra curgerii polifazice în medii poroase.* Studii și cercetări de mecanică aplicată. Tom 27, nr. 6, p. 1 145—1 166, Academia R.S.R., 1968.

[2] M a n o l e s c u, G., S o a r e, E. *Contribuții la cunoașterea mecanismului dezlocuirii cu fază imiscibilă în medii poroase, la scară microscopică.* Buletinul Institutului de petrol, gaze și geologie, vol. XX, 1973, p. 97—120.

[3] M a n o l e s c u, G. *Uber eine Erscheinung die Erdoelmigration in Gang setzt.* Freiberger Forschungshefte Heft C 229, Aug. 1967, p. 13—30. Vlg. Bergakademie Freiberg-Sachsen.

[4] M a n o l e s c u, G., S o a r e, E. *Curs de fizico-chimia zăcămintelor de hidrocarburi.* Ed. didactică și pedagogică, București, 1982, 4 a—p. 309—317; 4 b— p. 264—267; 4 c— p. 333—335; 4 d — p. 299—301.

[5] M a n o l e s c u, G. ș.a. *Ingineria zăcămintelor de hidrocarburi.* Vol. 1. Ed. tehnică, București, 1981, p. 485.

[6] S o l o v i e v, E. M. *Zakanciane skvajin.* Izd. Nedra, Moskva, 1979, p. 36.

[7] M a n o l e s c u, G., S o a r e, E. *Unity of the nature of the relativ permeability curves in relation with the different wetting fluid phases of a porous media, and possibility of their analytical expression.* Rev. de Géologie et Géographie, tome VI, nr. 2, 1962, p. 319—331, Bucureşti, Acad. R.P.R.

[8] M a n o l e s c u, G. *Sur la possibilité des perméabilités surunitaires.* Bul. Inst. de Petrol și Gaze, Vol. 6 (XXVI), p. 5—6, Ploiești, 1976.

Calculul regimului de strîngere cu hidrotensoare a şuruburilor şi prezoanelor (II)

Prof. dr. ing. **A. Pavel**
Institutul de Petrol şi Gaze Ploieşti

4.2. *Metoda vest-germană*

Fundamentarea analitică. Aplicarea la îmbinările filetate de mari dimensiuni, folosite în construcţia recipientelor tehnologice de presiune înaltă şi montate-demontate cu ajutorul instalaţiilor utilizînd hidrotensoare, a metodei de strîngere pe grupe consecutive de şuruburi/prezoane cu un număr mic de dispozitive → tensoare hidraulice, mereu la o aceeaşi forţă de preîntindere (tracţiune), se soldează — după cum se ştie — cu dispersia considerabilă, pe măsura strîngerii grupelor de suruburi/prezoane, a forţei de strîngere din şuruburile/prezoanele grupelor strînse anterior. Modul de evaluare al acestei dispersii se cunoaşte şi se fundamentează pe corelarea rigidităţilor (elasticităţilor) elementelor în contact ale îmbinării (flanşă, capac, inel de etanşare — fig. 11) şi şuruburilor/prezoanelor care se strîng cu forţe de pretensionare egale, ca intensitate, pentru diferitele grupe [42; 44].

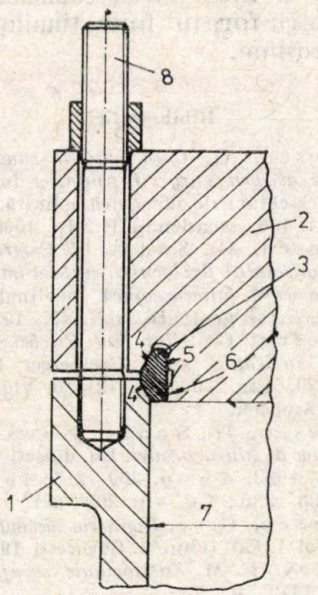


Fig. 11. Exemplificarea unei îmbinări cu inel de etanşare biconic, folosite în construcţia recipientelor tehnologice de presiune înaltă [31]:
1 — flanşa; *2* — capacul; *3* — inelul de etanşare; *4* — garniturile din metal uşor deformabil; *5* — zona cilindrică a capacului; *6* — jocul iniţial; *7* — diametrul interior tehnologic al corpului recipientului; *8* — prezonul (cu tijă prelungită, pentru asigurarea posibilităţii de aplicare a hidrotensorului).
Notă. Inelul de etanşare (de tip delta) se execută prin forjare, din oţel, are două conicităţi inverse sub unghiul de 30° (de regulă) şi se află în contact direct cu suprafeţele conice conjugate ale flanşei şi capacului, între aceste suprafeţe şi inel intercalîndu-se, din motive de etanşeitate, garnituri din materiale uşor deformabile. Zona cilindrică a capacului centrează inelul de etanşare şi-i limitează deformaţiile radiale. La strîngerea îmbinării, capacul se apasă pe flanşă şi componentele radiale ale forţei corespunzătoare de strîngere, care acţionează asupra suprafeţelor conice, generează deformarea inelului de etanşare şi, astfel, asigură fiabilitatea necesară a îmbinării date la presiunea înaltă din recipient.

La strîngerea pe grupe de şuruburi/prezoane cu o aceeaşi forţă, evident, numai pentru prima grupă (*1*, în fig. 12) corespunde o stare de solicitare complet determinată, şuruburile/prezoanele acesteia lungindu-se, iar celelalte componente (flanşă, capac etc.) distorsionîndu-se în concordanţă cu intensitatea aplicată a forţei de pretensionare. Procedîndu-se la strîngerea cu aceeaşi forţă a grupei a doua de şuruburi/prezoane (*2*, în fig. 12), distorsiunile flanşei, capacului etc. se accentuează, însă şuruburile/prezoanele primei grupe se relaxează parţial, noua stare de solicitare fiind condiţionată, natural, de intensitatea forţei de strîngere pentru grupa a doua şi de diminuarea intensităţii forţei de strîngere pentru grupa întîi. Strîngîndu-se grupele următoare de şuruburi/prezoane, intensitatea forţelor de pretensionare, corespunzătoare grupelor strînse anterior, se modifică în concordanţă cu rigiditătile (elasticităţile) elementelor îmbinării. Prin urmare, după finalizarea procesului de strîngere, deşi toate şuruburile/prezoanele s-au tensionat cu aceeaşi forţă, fiecare grupă de şuruburi/prezoane, în parte, se dovedeşte a fi întinsă cu forţe de intensităţi diferite. Diferenţa între forţele respective este cu atît mai mare, cu cît elasticitatea flanşei/capacului $\lambda_f = C_f^{-1}$ este mai mare şi rigiditatea şuruburilor/prezoanelor $C_s = \lambda_s^{-1}$ este, de asemenea, mai mare.

Pentru diminuarea mărimii dispersiei în discuţie la strîngerea unor asemenea îmbinări filetate, adeseori în practică se utilizează strîngerea în mai multe trepte (treceri) consecutive, dar aceasta implică sporirea duratei şi costului procesului, fără a îngusta sensibil banda de dispersie a intensităţii forţelor de pretensionare remanente.

Potrivit lui Schmitz [31], asigurarea unei aceleiaşi intensităţi a forţei de strîngere, în fiecare dintre şuruburile/prezoanele unei îmbinări flanşate date, se poate garanta numai atunci cînd firecare grupă în parte de şuruburi/prezoane se strînge cu forţe de tracţiune diferite, ceea ce se identifică cu optimizarea procesului de strîngere pe grupe de şuruburi/prezoane (metoda vest-germană).

Pentru determinarea valorii optime a diferenţei dintre forţele de strîngere, de la o

grupă la alta de şuruburi/prezoane, se studiază corelarea rigidităţilor $C = \lambda^{-1}$ ale componentelor îmbinării flanşate date, schema de calcul corespunzătoare fiind redată în figura 12. În condiţiile calculului, ca o consecinţă a rigidităţii

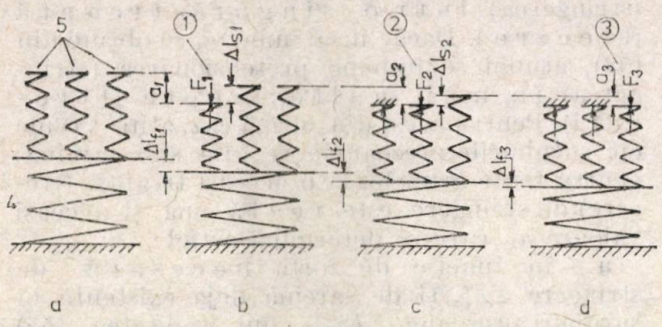


Fig. 12. Schema de calcul elaborată de către Schmitz [31]: *1* — prima grupă de şuruburi/prezoane; *2* — a doua grupă de şuruburi/prezoane; *3* — a treia grupă de şuruburi/prezoane; *4* — resortul care modelează mecanic flanşa/capacul (cu rigiditatea C_f); *5* — resorturile care modelează mecanic şuruburile/prezoanele (cu rigiditatea C_s); Δl_f — deformaţia flanşelor (flanşei şi capacului), în mm; Δl_s — deformaţia şuruburilor/prezoanelor, în mm; F — forţele de întindere aplicate şuruburilor/prezoanelor, în N; a — deplasările axiale corespunzătoare, în mm; *poziţia a* — îmbinarea nestrînsă: *poziţia b* — după strîngerea grupei de şuruburi/prezoane *1* (F_1, Δl_{s1}, Δl_{f1}, a_1); *poziţia c* — după strîngerea grupei de şuruburi/prezoane *2* (F_2, Δl_{s2}, Δl_{f2}, a_2); *poziţia d* — după strîngerea grupei de şuruburi/prezoane *3* (F_3, Δl_{s3}, Δl_{f3}, a_3).

mari a flanşelor (capacului), deformaţiile axial nesimetrice, care apar prin influenţa punctuală (deci locală) a şuruburilor/prezoanelor, se neglijează. Ca mărime iniţială de bază, privind calculul, se consideră deplasarea axială $a_i \to a_{1,2,3,\ldots}$ a piuliţelor, egală cu deformaţia axială (în valoare absolută) a şuruburilor/prezoanelor şi elementelor strînse ($a_i = \Delta l_{si} + \Delta l_{fi}$). Evident, acesastă deplasare a_i, pentru o grupă oarecare de şuruburi/prezoane, nu se modifică la strîngerea ulterioară a altor grupe de şuruburi/prezoane.

Fiecare grupă, alcătuită din z şuruburi/prezoane, poate fi:

- activă, cînd, la strîngerea sa, în cele z şuruburi/prezoane, apare forţa pozitivă F de întindere;
- pasivă — cînd, fiind întinsă (strînsă) anterior, la strîngerea grupelor următoare de şuruburi/prezoane, forţa F se micşorează cu mărimea ΔF. Evident, la strîngerea primei grupe (*1*, în fig. 12 *b*) de şuruburi/prezoane, survine corelaţia [23]:

$$a_1 = F_1\left(\frac{1}{C_s} + \frac{1}{C_f}\right) = F_1\frac{C_s + C_f}{C_s C_f}, \text{ [mm]} \quad (48)$$

în care:

C_s este rigiditatea celor z şuruburi/prezoane ale primei grupe, în N/mm;

C_f — rigiditatea însumată a flanşelor (C_{f1+2}) şi/sau capacului (C_c), fără inelul de etanşare (fig. 11), în N/mm.

Întrucît la strîngerea grupei a doua de şuruburi/prezoane cea dintîi se relaxează (descarcă) parţial, iar strîngerea tuturor următoarelor grupe de şuruburi/prezoane de asemenea implică relaxarea (descărcarea) grupelor anterior strînse, se înţelege că, după strîngerea întregii îmbinări, apare o stare de echilibru static nedeterminată. Aplicînd metoda forţelor, pentru fiecare proces separat de strîngere şi pentru fiecare grupă de şuruburi/prezoane căreia i se materializează procesul dat, se obţin condiţiile de compatibilitate a deformaţiilor şi din totalitatea acestora se sintetizează sistemul de ecuaţii care permite determinarea forţelor căutate.

Avînd în vedere că, pentru grupele pasive, $a = 0$ şi notînd forţa de strîngere din şuruburi/prezoane, pentru grupele active k, prin F_k, iar variaţia corespunzătoare a forţei din şuruburile/prezoanele grupelor pasive prin ΔF_i, se obţine următorul sistem de ecuaţii [31]:

$$\begin{aligned}
&\Delta F_1\left(\frac{1}{C_s}+\frac{1}{C_f}\right)+\Delta F_2\frac{1}{C_f}+\Delta F_3\frac{1}{C_f}+\ldots+F_k\frac{1}{C_f}=0;\\
&\Delta F_1\frac{1}{C_f}+\Delta F_2\left(\frac{1}{C_s}+\frac{1}{C_f}\right)+\Delta F_3\frac{1}{C_f}+\ldots+F_k\frac{1}{C_f}=0;\\
&\Delta F_1\frac{1}{C_f}+\Delta F_2\frac{1}{C_f}+\Delta F_3\left(\frac{1}{C_s}+\frac{1}{C_f}\right)+\ldots+F_k\frac{1}{C_f}=0;\\
&\quad\vdots\qquad\quad\vdots\qquad\quad\vdots\qquad\quad\vdots\qquad\quad\vdots\\
&\Delta F_1\frac{1}{C_f}+\Delta F_2\frac{1}{C_f}+\Delta F_3\frac{1}{C_f}+\ldots+F_k\left(\frac{1}{C_s}+\frac{1}{C_f}\right)=a_k.
\end{aligned} \quad (49)$$

Deoarece, în circumstanţele fiecărui proces de strîngere a grupelor k active de şuruburi/prezoane, forţa din şuruburile/prezoanele grupelor i pasive se diminuează cu o aceeaşi mărime $\Delta F_i \to \Delta F$, sistemul de ecuaţii (49) se reduce la numai următoarele două ecuaţii [31]:

$$\begin{aligned}
&F_i\left(\frac{1}{C_s}+\frac{1}{C_f}\right)+(k-1)\,\Delta F\frac{1}{C_f}=a_i;\\
&F_i\frac{1}{C_f}+\Delta F\left[\frac{1}{C_s}+(k-1)\frac{1}{C_f}\right]=0,
\end{aligned} \quad (50)$$

de unde rezultă:

$$F_i = a_i C_s\frac{C_f+(k-1)C_s}{C_f+kC_s}, \quad i \leqslant k; \quad (51)$$

$$\Delta F_j = -a_i \frac{C_s^2}{C_f + kC_s}, \quad 1 \leqslant j \leqslant k, \quad j \neq i. \qquad (52)$$

Forțele care acționează în șuruburile/prezoanele din grupele a c t i v e (care se strîng) se determină din (51) și (52), astfel:

a — în prima treaptă ($t = 1$), după strîngerea a k grupe:

$$F_{si} = F_i + \sum_{i+1}^{k} \Delta F_j, \quad i < k; \qquad (53)$$

$$F_{si} = F_i, \text{ pentru } i = k; \qquad (54)$$

b — în toate celelalte trepte ($t > 1$), după strîngerea a n grupe:

$$F_{si}^t = F_{si}^{t-1} + F_i^t + \sum_{1}^{i-1} \Delta F_j^t + \sum_{i+1}^{n} \Delta F_j^t. \qquad (55)$$

Cum rezultă din ecuațiile (55), (51) și (52), neuniformitatea forței de strîngere a șuruburilor/prezoanelor, obținute deja la prima treaptă de strîngere (pretensionare), nu poate fi atenuată în următoarele trepte de strîngere, egalizarea corespunzătoare fiind, deci, exclusă. De aceea, chiar în prima treaptă de strîngere, trebuie să fie asigurată o aceeași valoare a mărimii F_{si}. Substituind relațiile (51) și (52) în (53) și (54), se determină mărimile F_{sn}, $F_{s(n-1)}$, $F_{s(n-2)}$, ..., $F_{s[n-(n-1)]}$ pentru ultimele n grupe. Avîndu-se în vedere că mărimile F_{si} trebuie să fie aceleași, rezultă următoarea dependență privind determinarea deplasării a_i a piuliței:

$$a_i = a_n \frac{C_f + (n-1)C_s}{C_f + (i-1)C_s}, \quad i \leqslant n. \qquad (56)$$

Introducînd valorile de calcul a_i în ecuația (51), se obține forța de strîngere $F_{fi} = F_i$ pentru grupele distincte de șuruburi/prezoane. Valoarea i n i ț i a l ă a_n, pentru ultima grupă de șuruburi/prezoane, se obține astfel:

a — în funcție de forța n e c e s a r ă de strîngere $\Sigma F_s'$, din egalitatea (51) transformată:

$$a_n = \frac{\Sigma F_s'}{n} \frac{C_f + nC_s}{C_s[C_f + (n-1)C_s]}; \qquad (57)$$

b — în funcție de forța m a x i m ă de întindere (tracțiune) F_{max} a hidrotensorului, din egalitățile (56) și (51) de asemenea transformate:

$$a_n = F_{max} \frac{C_f + C_s}{C_s[C_f + (n-1)C_s]}. \qquad (58)$$

În final, dintre valorile a_n, obținute cu formulele (57) și (58), se reține numai valoarea c e a m a i m i c ă. Dacă valoarea minimă $a_n \rightarrow \rightarrow \min . a_n$ rezultată din (57), atunci, pentru asigurarea forței necesare de strîngere a șuruburilor/prezoanelor, este suficientă pretensionarea (strîngerea) î n t r - o s i n g u r ă t r e a p t ă (t r e c e r e). Dacă, însă, min. a_n se obține din (58), atunci se impune pretensionarea (strîngerea) î n m a i m u l t e t r e p t e (t r e c e r i). Pentru acest din urmă caz, atîta vreme cît șuruburile/prezoanele se află sub sarcină, pentru toate grupele, la o aceeași treaptă (trecere) de strîngere, este r e a l ă una și aceeași valoare a_i, care se determină astfel:

a — în funcție de forța n e c e s a r ă de strîngere ΣF_s^t, și de sarcina deja existentă în șuruburi/prezoane ΣF_s^{t-1}, din egalitatea (55) transformată:

$$a^t = \frac{\Sigma F_s^t - \Sigma F_s^{t-1}}{n} \frac{C_f + nC_s}{C_f C_s}; \qquad (59)$$

b — în funcție de forța m a x i m ă de întindere (tracțiune) F_{max} a hidrotensorului, din egalitatea (51):

$$a^t = \left(F_{max} - \frac{\Sigma F_s^{t-1}}{n} \right) \frac{C_f + nC_s}{C_s[C_f + (n-1)C_s]}, \qquad (60)$$

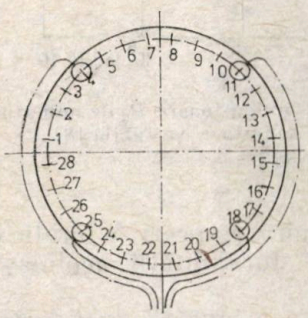
dintre valorile a^t, astfel obținute, reținîndu-se numai cea m i n i m ă $a^t \rightarrow \min . a^t$.

Forța F_{fi}, la treptele (trecerile) următoare de strîngere ($t > 1$), se determină cu formula [31]:

$$F_{fi} = F_{si} + a_i C_s \frac{C_f + (n-1)C_s}{C_f + nC_s}. \qquad (61)$$

Mărimea ΔF se determină din (52), substituind n în loc de k. În condițiile strîngerii în mai multe trepte/treceri ($i > 1$), diferența între valorile forțelor aplicate se modifică după o l e g e l i n i a r ă. Dar un asemenea caracter al modificării respective se menține, ca atare, numai pînă cînd sarcina F_{si}, în oricare grupă de șuruburi/prezoane, nu cade pînă la zero. Din acest ultim moment, pentru toate grupele următoare de șuruburi/prezoane, în treapta/trecerea dată de strîngere, creșterea forței se micșorează. Dacă, în condițiile calculului, se impune restricționare prin determinarea forțelor F_{fi}, atunci dependențele corespunzătoare de calcul se simplifică substanțial. Pentru această alternativă, în locul valorilor distincte ale rigidităților C_f și C_s, în formule se introduce simplexul C_f/C_s și valorile F_{fi}, în prima treaptă/trecere de strîngere, se obțin din dependențele (51), (56), (57) și (51), (56), (58), iar valorile F_{fi}, pentru treapta/trecerea a doua și următoarele, rezultă din dependențele (52), (59), (61) și (52), (60), (61).

Aplicație numerică. Valorificînd metodologia de analiză fundamentată în paragraful precedent, Schmitz [31] a efectuat calculul practic al procesului de strîngere pentru capacul flanșat al unui convertor de amoniac, sinteza calculului respectiv prezentîndu-se în continuare. Datele de referință au fost următoarele: $D_i = 2525$ mm — diametrul interior tehnologic al corpului convertorului (fig. 11); $s_c = 680$ mm — grosimea capacului; $h_f = 141{,}5$ mm — grosimea flanșei; $d_s = 152{,}4$ mm — diametrul prezoanelor; $n_s = 28$ — numărul total de prezoane; $n_h = 4$ — numărul de hidrotensoare utilizate simultan (fig. 13); $N = 7$ — numărul de reinstalări ale



Grupele de prezoane (7×4 = 28)	Numărul de ordine al prezoanelor			
Grupa 1	4	11	18	25
Grupa 2	1	8	15	22
Grupa 3	6	13	20	27
Grupa 4	2	9	16	23
Grupa 5	7	14	21	28
Grupa 6	3	10	17	24
Grupa 7	5	12	19	26

Fig. 13. Strîngerea consecutivă a 28 de prezoane ale capacului unui convertor de amoniac utilizînd patru hidrotensoare [31].

hidrotensoarelor pentru o treaptă/trecere de strîngere, respectiv numărul grupelor de șuruburi/prezoane; $p_{max} = 850$ bar — presiunea maximă a uleiului în hidrotensoare; $F_{max} = 25$ MN $\approx 2\,500$ tf — forța maximă însumată, necesară, de strîngere.

Rigiditățile prezoanelor s-au calculat conform cu prescripțiile tehnice [45], iar rigiditatea flanșei, considerată ca un corp în trepte cu sarcină radială axial simetrică (fig. 14), s-a determinat potrivit lucrărilor [25; 33]. Rigiditatea capacului, asimilat cu placa circulară avînd sarcină pe conturul exterior (fig. 15), s-a evaluat potrivit lucrării [2]. Au rezultat:

$$C_c = 2{,}460715 \cdot 10^9 \text{ N/mm};$$

$$C_{fl} = 2{,}044813 \cdot 10^7 \text{ N/mm};$$

$$C_f = 2{,}027961 \cdot 10^7 \text{ N/mm};$$

$$C_s = 1{,}806498 \cdot 10^7 \text{ N/mm}.$$

După strîngerea primei grupe de prezoane cu forța $F_1 = F^1_{s1}$ (în prima treaptă/trecere $t = 1$ de strîngere), starea de solicitare a îmbinării flanșate se caracterizează prin triunghiul ABC (fig. 16). După strîngerea celei de-a doua grupe de prezoane cu forța $F_2 = F^2_{s2}$ (linia FG în fig. 16), deformațiile elementelor strînse (flanșă, capac) cresc de la D pînă la E, iar forța F^1_{s1}, corespunzătoare primei grupe de prezoane, se micșorează — în urma creșterii negative ΔF^2_1 — pînă la valoarea F^2_{s1} (linia EF în fig. 16). Totodată, rigiditatea prezoanelor devine egală

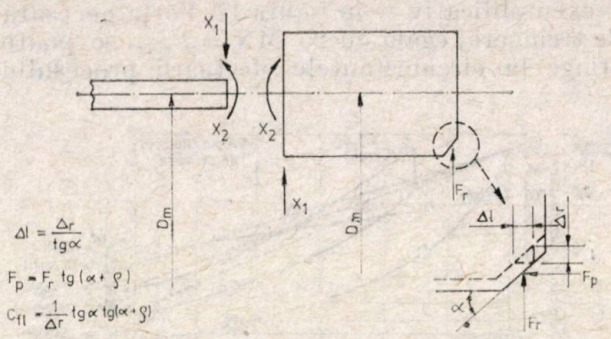


Fig. 14. Schema de calcul privind determinarea rigidității flanșei convertorului de amoniac [31]:
D_m este diametrul mediul al structurii; ρ — unghiul de frecare.

cu $2C_s$ (linia AG în fig. 16), deoarece, în cazul dat, sînt deja strînse două grupe de ($2 \times 4 = 8$) prezoane. Evident, la strîngerea fiecărei următoare grupe de prezoane, survine o modificare

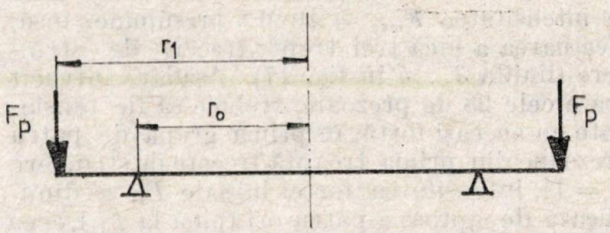


Fig. 15. Schema de calcul privind determinarea rigidității capacului flanșat al convertorului de amoniac [31].

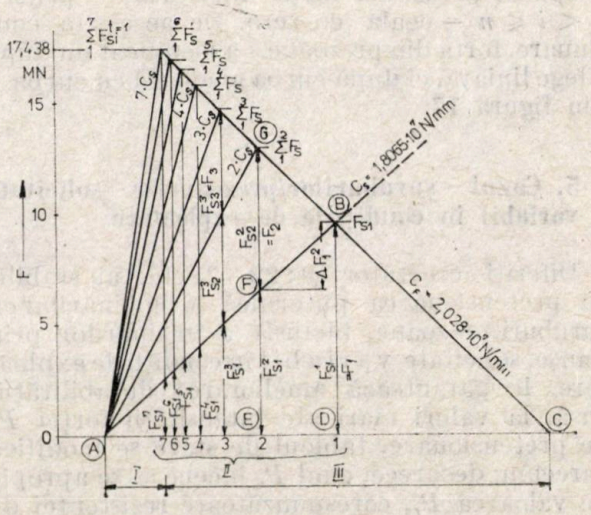


Fig. 16. Starea de solicitare, la prestrîngerea în prima treaptă/trecere ($t = 1$), a îmbinării flanșate a convertorului de amoniac [31]:
I — deformația finală a prezoanelor; II — grupele de prezoane ($N = 7$); III — deformația finală a sistemului flanșă-capac.

similară a stării de solicitare, toate grupele de prezoane strînse anterior solicitîndu-se cu aceeași forță.

Pentru diferite trepte/treceri de strîngere ($t = 1,2,\ldots,5$), rezultatele calculelor sînt date — exemplificativ — în figura 17. Forța necesară de strîngere, egală cu 25 MN $= F_{max}$, se poate atinge în circumstanțele efectuării procesului

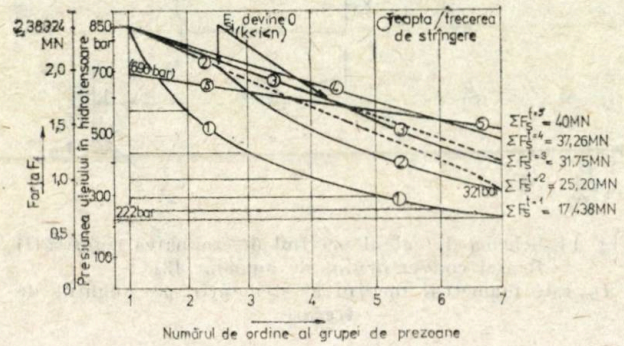


Fig. 17. Rezultatele calculelor pentru diferite trepte/treceri de strîngere ($t = 1, 2, \ldots, 5$) [31].

de pretensionare (strîngere) în două trepte/treceri ($t = 1; 2$). Majorarea acestei forțe pînă la intensitatea $F_{max} = 40$ MN presupune, însă, efectuarea a încă trei trepte/treceri de strîngere (liniile *3*...*5* în fig. 17). Așadar, întrucît toate cele 28 de prezoane trebuie să fie tensionate cu aceeași forță, în prima grupă de patru prezoane din prima treaptă/trecere de strîngere ($t = 1$), intensitatea forței inițiale F_{s1}^1 se diminuează de aproape patru ori (pînă la F_{s1}^7), ceea ce se vede și în figura 16. Calculele indică, de asemenea, că, în a doua treaptă/trecere de strîngere ($t = 2$ în fig. 17), între a doua și a treia grupă de prezoane, forța F_{si} devine — pentru $k < i \leqslant n$ — egală cu zero. De aceea, în continuare, forța din prezoane s-a modificat nu după o lege liniară, ci după curba analoagă cu curba *2* din figura 17.

5. Cazul șuruburilor/prezoanelor solicitate variabil în condițiile de exploatare

Diferiți cercetători [8; 22—24 etc.] au stabilit că pretensionarea puternică a îmbinărilor cu șuruburi/prezoane, inclusiv a îmbinărilor prin flanșe, solicitate variabil în condiții de exploatare, le garantează ameliorarea durabilității. Însă, la valori mari ale intensității forței P_0 de pretensionare, tabloul de stare se modifică oarecum, deoarece, cînd P_0 începe să se apropie de valoarea P_r, corespunzătoare rezistenței de rupere a materialului șurubului/prezonului, durabilitatea îmbinării date se diminuează drastic. În figura 18 se redă dependența caracteristică de corelare a mărimilor P_0 și (LOG) N, N fiind aici numărul ciclurilor de funcționare ale sistemului îmbinat cu șuruburi în condițiile unei sarcini exterioare maxime $Q = 41{,}16$ kN. Cum se vede în figura 18, cu creșterea intensității lui P_0, pînă la o oarecare valoare limită, durabilitatea sistemului crește (linia plină), dar

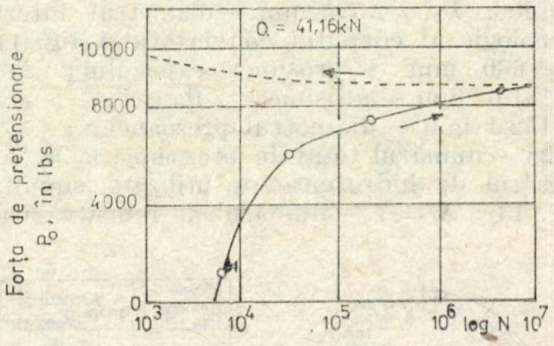


Fig. 18. Dependența forței de pretensionare P_0 de numărul (LOG) N al ciclurilor de solicitare variabilă [8]: 1 lb-force = 0,454 kgf = 4,45 N.

sporirea lui P_0 peste limita respectivă implică diminuarea drastică a durabilității aceluiași sistem (linia punctată).

Pornind de la condiția asigurării unei forțe *minime* de strîngere F_0, care are importanță aparte în circumstanțele proiectării de sisteme mecanice cu restricții din acest punct de vedere (cutii de etanșare, lagăre demontabile etc.), Fazekas [8] a elaborat o metodă analitică de determinare a *valorii optime* P_0, care se prezintă în continuare.

Sub acțiunea forței P_0, primul sistem de resorturi k_2 capătă deplasarea (fig. 19):

$$e = \frac{P_0}{k_2}. \tag{62}$$

Deplasarea δ (fig. 19) a flanșei *1*, în raport cu fundamentul *2*, sub acțiunea sarcinii Q, în alternativa cînd *1* nu se desprinde de *2*, va fi:

$$\delta = \frac{Q}{k_1 + k_2}. \tag{63}$$

În funcție de starea flanșei *1* ($\delta > e$ — flanșa *1* se desprinde de fundamentul *2*; $\delta < e$ — flanșa *1* nu se desprinde de fundamentul *2*), se realizează $\delta \gtrless e$, respectiv:

$$P_0 \gtrless Q \frac{k_2}{k_1 + k_2} = Q(1 - C), \tag{64}$$

unde:

$$C = \frac{k_1}{k_1 + k_2}. \tag{65}$$

Pentru alternativa cu $\delta < e$, sarcina minimă pe șuruburi/prezoane va fi P_0, iar cea maximă va avea intensitatea Q, astfel că sarcina medie va fi:

$$F'_m = \frac{1}{2}(Q + P), \qquad (66)$$

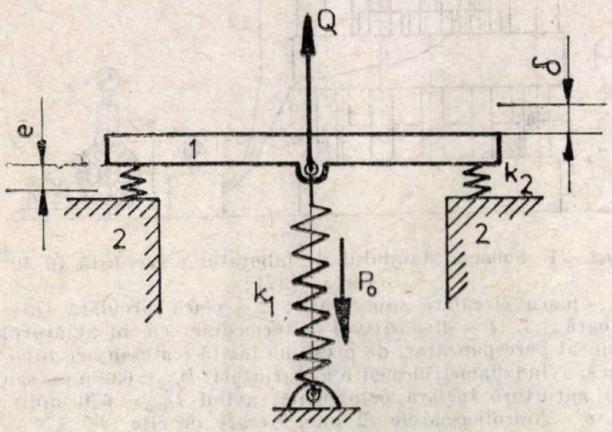


Fig. 19. Schema de calcul (modelul fizic) pentru îmbinarea flanșată solicitată în regim variabil [8]:
1 — flanșa infinit rigidă; *2* — fundamentul infinit rigid pe care se apasă (se comprimă prin strîngere) flanșa *1*; elasticitatea de contact a flanșei și fundamentului, respectiv elasticitatea sistemului strîns în discuție, se redă cantitativ prin intermediul resorturilor avînd rigiditatea constantă k_2, în N/mm; elasticitatea însumată a tuturor șuruburilor/prezoanelor de strîngere se redă printr-un al doilea resort, avînd rigiditatea constantă k_1, în N/mm, asupra căruia acționează forța P_0 de pretensionare; Q — sarcina exterioară variabilă pulsant (de la intensitatea egală cu zero pînă la intensitatea sa maximă), aplicată flanșei *1*.

iar amplitudinea va avea valoarea:

$$F'_a = \frac{1}{2}(Q - P), \qquad (67)$$

forța minimă de strîngere F'_0 fiind nulă (ciclul este pulsant).

Pentru alternativa cu $\delta < e$, sarcina minimă pe șuruburi/prezoane va fi de asemenea P_0, iar cea maximă va fi de intensitatea $(P_0 + k_1\delta) = P_0 + QC$, de această dată sarcina medie fiind:

$$F''_m = \frac{(P_0 + QC) + P_0}{2} = P_0 + \frac{1}{2}QC, \qquad (68)$$

amplitudinea avînd valoarea:

$$F''_a = \frac{(P_0 + QC) - P_0}{2} = \frac{1}{2}QC, \qquad (69)$$

pentru forța minimă de strîngere F''_0 obținîndu-se:

$$F''_0 = P_0 - k_2\delta = P_0 \quad Q(1 - C). \qquad (70)$$

În condițiile unei durate de serviciu nelimitate, ecuațiile (66)—(70) satisfac diagrama Goodman, redată în figura 20. Considerînd că, în interiorul acestei diagrame, delimitat prin liniile *1* și *2*, șuruburile/prezoanele vor fi liniar elastice, se poate scrie:

$$\frac{F_c}{F_r} \equiv Y \sim \text{const.},$$

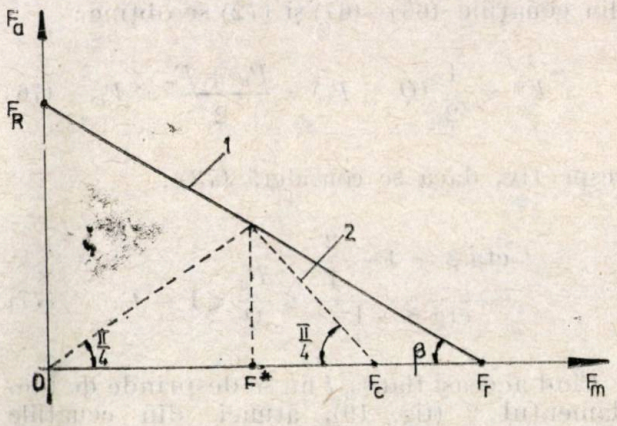


Fig. 20. Diagrama Goodman (după Fazekas [8]):
1 — linia Goodman; *2* — linia curgerii materialului șuruburilor/prezoanelor; F_m — sarcina medie; F_a — amplitudinea sarcinii; F_R — forța corespunzătoare rezistenței la oboseală σ_R date; F_r — forța corespunzătoare rezistenței de rupere σ_r; F_c — forța corespunzătoare limitei tehnice de curgere, respectiv forța maximă admisibilă.

ecuația liniei Goodman *1* fiind:

$$\frac{F_m}{F_r} + \frac{F_a}{F_R} = 1, \qquad (71)$$

iar ecuația liniei de curgere *2* fiind:

$$\frac{F_m}{F_c} + \frac{F_a}{F_c} = 1. \qquad (72)$$

Abscisa punctului în care se intersectează cele două linii (*1* și *2*) are expresia:

$$F^* = \frac{F_c - F_r \operatorname{tg}\beta}{1 - \operatorname{tg}\beta} = F_r \frac{Y - \operatorname{tg}\beta}{1 - \operatorname{tg}\beta}. \qquad (73)$$

Pentru $F_m < F^*$, șuruburile/prezoanele lucrează în regim elastic și, dacă flanșa *1* se desprinde de fundamentul *2* (fig. 19), atunci din ecuațiile (66)—(67) și (71) se obține:

$$\frac{P_0}{Q}(\operatorname{ctg}\beta - 1) + \frac{3F_r}{Q} = \operatorname{ctg}\beta + 1. \qquad (74)$$

Dacă aceeași flanșă *1 nu se desprinde* de fundamentul *2* (fig. 19), atunci, pe baza ecuațiilor

(68)—(70) și (71), se obține :

$$-\frac{P_0}{Q}+\frac{F_r}{Q}=\frac{C}{2}(\operatorname{ctg}\beta+1). \qquad (75)$$

Pentru $F_m > F^*$, șuruburile/prezoanele lucrează în regimul deformațiilor plastice la granița curgerii, parțial rămînînd liniar elastice. De această dată, dacă flanșa *1* se desprinde de fundamentul *2* (fig. 19), atunci din ecuațiile (66)—(67) și (72) se obține :

$$F^* \leqslant \frac{1}{2}(Q+P_0)=\frac{P_0+F_c}{2} \leqslant F_c, \qquad (76)$$

respectiv, dacă se consideră (73) :

$$\frac{\operatorname{ctg}\beta+1-\dfrac{2}{Y}}{\operatorname{ctg}\beta-1} \leqslant \frac{P_0}{Q} \leqslant 1-C. \qquad (77)$$

Cînd aceeași flanșă *1* nu se desprinde de fundamentul *2* (fig. 19), atunci din ecuațiile (68)—(70) și (72) rezultă :

$$Y\frac{F_r}{Q}-\frac{P_0}{Q}=C. \qquad (78)$$

Această ultimă expresie este legată cu restricția $F^* \leqslant F_m'' \leqslant F_c$, care, după considerarea ecuațiilor (73) și (68), se aduce la inegalitatea :

$$\frac{P_0}{Q} \leqslant \frac{C}{2}\left[\frac{Y-\operatorname{tg}\beta}{(1-Y)\operatorname{tg}\beta}-1\right]. \qquad (79)$$

Pentru alegerea valorii corespunzătoare a forței de pretensionare, determinantă este forța minimă de apăsare (strîngere) F_0, care poate fi calculată din următoarele ecuații, obținute pe baza formulelor (70), (75) și (78) :

— pentru regimul elastic :

$$\frac{F_r}{Q}=\frac{F_0}{Q}+1+\frac{C}{2}(\operatorname{ctg}\beta-1); \qquad (80)$$

— pentru regimul deformațiilor plastice :

$$Y\frac{F_r}{Q}=\frac{F_0}{Q}+1. \qquad (81)$$

6. Verificarea experimentală a regimului strîngerii printr-o singură trecere (treaptă)

Referitor la închiderile flanșate ale recipientelor de presiune înaltă, în lucrarea [37] se prezintă unele dintre rezultatele verificării experimentale, în condițiile standului de laborator (fig. 21), privind regimul strîngerii printr-o singură trecere (treaptă) al prezoanelor, potrivit

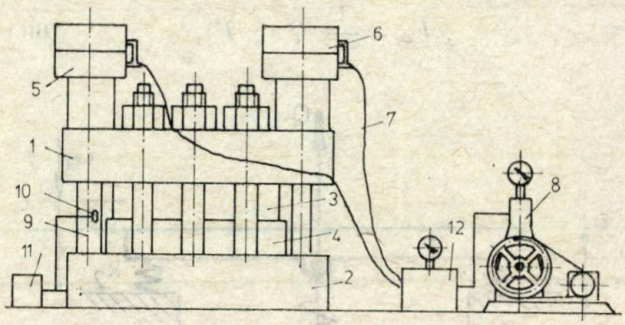


Fig. 21. Schema standului de laborator prezentată în lucrarea [37] :
1 — placa circulară superioară ; *2* — placa circulară inferioară ; *3*, *4* — dispozitivul intermediar, cu închizătorul flanșat corespunzător, de presiune înaltă (cu etanșare biconică, avînd diametrul mediu al garniturii $D_{mg}=632$ mm, sau cu garnitură inelară octogonală, avînd $D_{mg}=670$ mm) ; *5*, *6* — hidrotensoarele (2 buc, fiecare de cîte 300 kN → 30 tf) ; *7* — furtunul de presiune înaltă ; *8* — pompa de presiune înaltă (NP-2-1000) ; *9* — prezoanele (12 buc., M 120 × 6) ; *10* — traductoarele tensometrice rezistive (plasate numai pe două prezoane, diametral opuse, prezoanele respective fiind etalonate în prealabil pe mașina universală de tracțiune) ; *11* — stația tensometrică (ȚTM-3) ; *12* — punctul de comandă.

unei metodologii tipizate [47]. În principal, cercetările experimentale în discuție au urmărit :

- verificarea distribuției reale a forțelor de strîngere, în diferite prezoane, după finalizarea pretensionării tuturor prezoanelor ;
- determinarea intensității *variației* sarcinii în prezoanele strînse anterior, după încheierea procesului de strîngere ;
- verificarea valorii reale a factorului (coeficientului) de descărcare k (v. formula 27).

Forțele aplicate pe prezoane prin tracțiune și forțele reziduale din prezoane după înfiletarea piuliților și depresurizarea hidrotensoarelor s-au evaluat în concordanță cu indicațiile stației tensometrice (*11*, în fig. 21). Pentru fiecare tip de închizător flanșat, experimentat, s-au aplicat cîte 2 . . . 3 cicluri complete de prestrîngere. Rezultatele mai importante, care s-au evidențiat în urma prelucrării datelor experimentale, sînt următoarele :

1 — față de valoarea calculată, valoarea medie a forței ce solicită prezoanele, după finalizarea procesului de strîngere printr-o singură trecere (monotreaptă), a avut o abatere de 10%, pentru închizătorul flanșat cu garnitură octogonală și de 0,5%, pentru închizătorul flanșat cu etanșare biconică ;

2 — neuniformitatea distribuției de prezoane a forței reziduale, după finalizarea strîngerii, a fost de ±15% și, respectiv, ± 17%, ceea ce se explică prin instabilitatea valorică a factorului (coeficientului) k ;

Tabelul 2

Rezultatele experimentale [37]

Tipul închizătorului flanșat	Forța reziduală în prima grupă de prezoane, în kN	Forța reziduală, în kN, din prima grupă de prezoane (1) după strîngerea consecutivă a grupelor de prezoane următoare, avînd nr.				
		2	3	4	5	6
Cu etanșare biconică	419 / 345	324 / 291	272 / 241	229 / 201	201 / 174	177 / 214
Cu garnitură octogonală	1 116 / 1 015	1 030 / 1 124	950 / 941	885 / 924	823 / 785	785 / 809

Observație. Cifrele numărătorului sînt cele calculate cu formula din lucrarea normativă [47], iar cifrele numitorului sînt cele obținute pe cale experimentală, concordanța lor fiind satisfăcătoare.

3—modificarea forței reziduale în prima grupă de prezoane strînse, după strîngerea următoarelor (celorlalte → 2...6) grupe de prezoane, a fost cea redată în tabelul 2;

4—pentru stabilizarea și diminuarea valorilor k, s-a recomandat [16] ca, înainte de anularea tracțiunii hidrotensorului (prin depresurizare corespunzătoare), piulițele să fie înfiletate aplicîndu-se un moment al cuplului de răsucire avînd o valoare determinată.

7. Calculul exemplificativ al procesului de strîngere pentru șuruburile unei prăjin de foraj $14^3/_8$ in cu flanșe

7.1. *Datele inițiale*

Îmbinarea prin flanșe a prăjinilor de foraj $14^3/_8$ in se consideră ca fiind de tipul cu contact frontal direct și are dimensiunile caracteristice redate în figura 22. Flanșele conjugate corespnzătoare au opt găuri pentru șuruburi, dispuse simetric, două găuri pentru țevile de aer comprimat, dispuse diametral (opuse) și alte două găuri pentru bolțurile de centrare, de asemenea dispuse diametral (opuse), dar perpendicular pe direcția diametrală precedentă.

Caracteristicile tehnice ale garniturii de foraj $14\ ^3/_8$ in, cu flanșe pentru instalația F 400 M, sînt următoarele: sarcina maximă, $Q = 3$ MN; momentul de răsucire maxim transmis, $M_{t\,max} = 200$ kN·m; presiunea maximă a noroiului, $p_{n\,max} = 50$ bar; presiunea maximă a aerului comprimat, $p_{a\,max} = 30$ bar; masa netă, $M = 345\,000$ kg. În alternativa strîngerii clasice, cu aplicarea unui moment al cuplului de răsucire, piulițele șuruburilor urmează a se strînge cu un moment $M_r = 3{,}1 \ldots 3{,}5$ kN·m, din formula cunoscută [23]:

$$M_r = k_r P_0 d, \qquad (82)$$

în care P_0 este forța de prestrîngere, în N și $k_r = 0{,}17$ corespunde prelucrării grosolane a filetului șurubului, fără ungere (s-a admis în mod acoperitor), rezultă:

$$P_0 = \frac{M_r}{k_r d} = \frac{3\,100}{0{,}17 \cdot 0{,}064} \ldots \frac{3\,500}{0{,}17 \cdot 0{,}064} =$$

$$= 285 \ldots 322 \text{ kN}. \qquad (83)$$

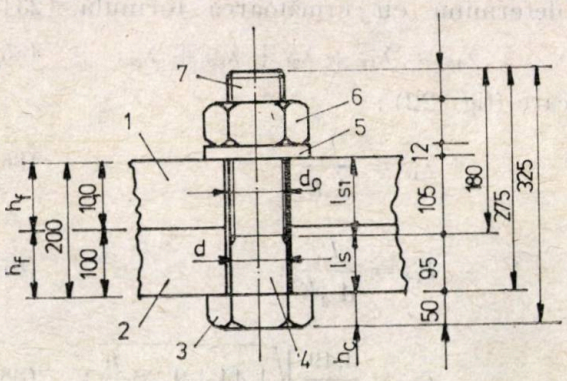


Fig. 22 Șuruburile unei prăjini de foraj $14\ ^3/_8$ in cu flanșe, reținute pentru efectuarea calculului exemplificativ al procesului de strîngere inițială:
1 — flanșa superioară; *2* — flanșa inferioară; *3* — capul șurubului; *4* — tija nefiletată a șurubului; *5* — șaiba; *6* — piulița șurubului; *7* — capul filetat al tijei șurubului; $d = 64$ mm — diametrul nominal al filetului (M 64); $d_0 = 67$ mm — diametrul găurilor pentru șuruburi (8 buc.); $h_f = 100$ mm — grosimea flanșelor conjugate; $h_c = 50$ mm — înălțimea capului șurubului; $l_s = 95$ mm — lungimea tijei nefiletate a șurubului; $l_{s1} = 105$ mm — lungimea tijei filetate aflate în cîmpul $2h_f = 200$ mm; $D_{cs} = 100$ mm — diametrul exterior al șaibei.

În continuare, se admite că strîngerea șuruburilor în discuție, la montare, se efectuează cu $N = 4$ hidrotensoare, fiecare hidrotensor asigurînd o forță maximă de tracțiune:

$$P_{max} = 0{,}7\ P_c = 0{,}7\ \sigma_{0{,}2} A_{s1}, \qquad (84)$$

în care:

P_c — este forța dintr-un șurub, în N, corespunzătoare limitei tehnice de curgere $\sigma_{0{,}2}$ (în N/mm²) a materialului șurubului dat;

$A_{s1} = \pi d_1^2/4$ — aria secțiunii de rezistență a tijei filetate a șurubului, în mm²;

d_1 — diametrul interior al filetului șurubului, în mm.

Pentru: $d_1 = 56{,}206$ mm (filet M 64); $A_{s1} = \pi \cdot 56{,}206^2/4 = 2\,481{,}16$ mm² și $\sigma_{0{,}2} = min.$ 735 N/mm² (oțelul șuruburilor: 41 MoCr 11 îmbunătățit), respectiv $P_c = \sigma_{02} A_{s1} = 735 \cdot 2481{,}16 = min$ 1,824 MN, cu (84), se obține:

$$P_{max} = 0{,}7 \cdot 1{,}824 = 1{,}277 \text{ MN} \gg P_0 =$$

$$= 285 \ldots 322 \text{ kN}.$$

Prin urmare, în vederea efectuării strîngerii inițiale (la montare), cele opt șuruburi ale unei îmbinări prin flanșe se împart în două grupe ($n=1$; 2) de cîte patru șuruburi, șuruburile unei grupe, tensionate printr-o singură trecere ($t=1$), dispunîndu-se diametral (opuse) și în cruce.

7.2. *Elasticitatea și rigiditatea componentelor principale ale îmbinării prin flanșe*

● C a z u l ș u r u b u r i l o r . Pentru u n s i n g u r ș u r u b, elasticitatea λ_{1s}, în mm/N, se determină cu următoarea formulă [23] :

$$\lambda_{1s} = \lambda_{1t} + \lambda_{2t} + \lambda_{sp} + \lambda_{cs}, \qquad (85)$$

în care (fig. 22) :

$$\lambda_{1t} = \frac{l_s}{A_s E_s}; \qquad (86)$$

$$\lambda_{1t} = \frac{l_{s1}}{A_{s2} E_s}; \qquad (87)$$

$$\lambda_{sp} = \frac{0{,}49}{d_2 E} \sqrt{1{,}44 + 9{,}28 \frac{p}{d}}; \qquad (88)$$

$$\lambda_{cs} = \frac{0{,}15}{h_c E_s}, \qquad (89)$$

respectiv :

λ_{1t} este elasticitatea tijei nefiletate a șurubului, în mm/N ;

λ_{2t} — elasticitatea tijei filetate (de lungime l_{s1}) a șurubului, în mm/N ;

λ_{sp} — elasticitatea spirelor filetului piuliței, în mm/N ;

λ_{cs} — elasticitatea capului șurubului, în mm/N ;

$A_s = \pi d^2/4$ — aria secțiunii transversale a tijei nefiletate a șurubului, în mm² ;

$A_{s2} = \pi d_2^2/4$ — aria secțiunii transversale a tijei filetate (la nivelul diametrului mediu al filetului d_2, în mm) a șurubului, în mm² ;

E_s — modulul de elasticitate longitudinal al materialului șurubului, în N/mm² ;

$$\frac{1}{E} = \frac{1}{2}\left(\frac{1}{E_s} + \frac{1}{E_p}\right), \qquad (90)$$

aici E_p fiind modulul de elasticitate longitudinal al materialului piuliței, în N/mm².

Pentru : $l_s = 95$ mm ; $l_{s1} = 105$ mm ; $h_c = 50$ mm ; $d_2 = 60{,}103$ mm ; $p = 6$ mm ; $A_s = \pi \cdot 64^2/4 = 3\,217$ mm² ; $A_{s2} = \pi \cdot 60{,}103^2/4 = 2\,837{,}15$ mm² și $E_s = E_p = E = 2{,}06 \cdot 10^5$ N/mm², rezultă :

$$\lambda_{1t} = \frac{95}{3\,217 \cdot 2{,}05 \cdot 10^5} = 1{,}433525 \cdot 10^{-7} \text{ mm/N};$$

$$\lambda_{2t} = \frac{105}{2\,837{,}15 \cdot 2{,}06 \cdot 10^5} = 1{,}796552 \cdot 10^{-7} \text{ mm/N};$$

$$\lambda_{sp} = \frac{0{,}49}{60{,}103 \cdot 2{,}06 \cdot 10^5} \sqrt{1{,}44 + 9{,}28 \frac{6}{64}} =$$

$$= 0{,}601504 \cdot 10^{-7} \text{ mm/N};$$

$$\lambda_{cs} = \frac{0{,}15}{50 \cdot 2{,}06 \cdot 10^5} = 0{,}145631 \cdot 10^{-7} \text{ mm/N},$$

deci :

$$\lambda_{1s} = (1{,}433525 + 1{,}796552 + 0{,}601504 + 0{,}145631) \cdot 10^{-7} = 3{,}977212 \cdot 10^{-7} \text{ mm/N}.$$

Pentru g r u p e l e cu $N = m =$ patru șuruburi, potrivit formulei (26), se obține :

$$\lambda_s = \frac{\lambda_{1s}}{N} = \frac{\lambda_{1s}}{m} = \frac{3{,}977212 \cdot 10^{-7}}{4} =$$

$$= 0{,}994303 \cdot 10^{-7} \text{ mm/N},$$

rezultînd următoarea rigiditate a unei grupe de patru șuruburi :

$$C_s = \lambda_s^{-1} = 1{,}005730 \cdot 10^7 \text{ N/mm}.$$

● C a z u l f l a n ș e l o r. Elasticitatea *uneia* dintre cele două flanșe conjugate se determină cu formula [23] :

$$\lambda_{1f} = \frac{h_f}{\frac{\pi}{4}[(D_{es} + h_f)^2 - d_0^2] E_f}, \qquad (91)$$

în care mărimile dimensionale sînt cele din figura 22, în mm, iar E_f reprezintă modulul de elasticitate longitudinal al materialului flanșei (oțel), în N/mm².

Pentru $E_f = 2{,}06 \cdot 10^5$ N/mm², rezultă ;

$$\lambda_{1f} = \frac{100}{\frac{\pi}{4} \cdot [(100+100)^2 - 67^2]\, 2{,}06 \cdot 10^5} =$$

$$= 1{,}740524 \cdot 10^{-8} \text{ mm/N}.$$

deci :

$$\lambda_f = 2\lambda_{1f} = 2 \cdot 1{,}740524 \cdot 10^{-8} =$$

$$= 3{,}481048 \cdot 10^{-8} \text{ mm/N},$$

rigiditatea flanșelor în discuție fiind :

$$C_f = \lambda_f^{-1} = 2{,}872698 \cdot 10^7 \text{ N/mm}.$$

7.3. *Evaluarea, prin metoda sovietică, a strîngerii printr-o singură trecere.*

● C a z u l $P_\Sigma = P_0 = 322$ kN. Din ecuația (16) rezultă :

$$P_n = \frac{P_\Sigma}{N} = \frac{P_0}{N} = \frac{322}{2} = 161 \text{ kN}$$

și, valorificînd egalitatea (24), se obține :

— pentru prima grupă ($z = 1$) de șuruburi care se strîng simultan :

$$P_1 = 161 \cdot \frac{2 \cdot 3{,}481048 \cdot 10^{-8} + 0{,}994303 \cdot 10^{-7}}{1 \cdot 3{,}481048 \cdot 10^{-8} + 0{,}994303 \cdot 10^{-7}} =$$

$$= 202{,}75 \text{ kN} \ll P_c = 1\,824 \text{ kN};$$

— pentru a doua și ultima grupă ($z = 2$) de șuruburi care se strîng simultan :

$$P_2 = 161 \cdot \frac{2 \cdot 3{,}481048 \cdot 10^{-8} + 0{,}994303 \cdot 10^{-7}}{2 \cdot 3{,}481048 \cdot 10^{-8} + 0{,}994303 \cdot 10^{-7}} =$$

$$= 161 \text{ kN}.$$

Admițîndu-se $k = 1{,}3$, în baza formulei (27), rezultă :

$$P_1' = kP_1 = 1{,}3 \cdot 202{,}75 = 263{,}58 \text{ kN};$$

$$P_2' = kP_2 = 1{,}3 \cdot 161{,}00 = 209{,}30 \text{ kN}.$$

Pentru $P_a = P_{max} = 1\,277$ kN și

$\alpha = \lambda_f / \lambda_s = 0{,}35$, cu ecuația (42) se obține :

$$m' = \frac{\lg \dfrac{(1 - 161/1\,277)(1 + 2 \cdot 0{,}35)}{1 + (2-1) \cdot 0{,}35}}{\lg \dfrac{(2-1) \cdot 0{,}35}{1 + (2-1) \cdot 0{,}35}} =$$

$$= -0{,}07 < 0{,}00,$$

fiind, deci, pe deplin suficientă o singură trecere/treaptă de strîngere.

● Cazul limită $P_\Sigma = P_{max} = 1\,277$ kN. De această dată, valorile care se obțin sînt următoarele :

$$P_n = \frac{P_\Sigma}{N} = \frac{1\,277}{2} = 638{,}5 \text{ kN};$$

$$P_1 = 638{,}5 \cdot \frac{2 \cdot 3{,}481048 \cdot 10^{-8} + 0{,}994303 \cdot 10^{-7}}{1 \cdot 3{,}481048 \cdot 10^{-8} + 0{,}994303 \cdot 10^{-7}} =$$

$$= 804{,}07 \text{kN} \ll P_c = 1\,824 \text{ kN};$$

$$P_2 = 638{,}5 \text{ kN};$$

$$P_1' = 1{,}3 \cdot 804 \cdot 07 = 1\,045{,}30 \text{ kN} \ll P_c =$$

$$= 1\,824 \text{ kN};$$

$$P_2' = 1{,}3 \cdot 638{,}50 = 830{,}05 \text{ kN}.$$

Bibliografie

[1] Acerkan, N. S. (red.) — *Detali mașin.* Kniga 1. Moskva, Mașghiz, 1953.

[2] Beyer, K. *Die Statik im Stahlbetonbau.* Berlin., Springer, 1956.

[3] Cernikov, V. N. ș.a. În : Ekspluat., moderniz. i remont aborud. v neftepererab. i neftehim. prom., 1982, nr. 3, 20—21.

[4] Egorov, I. A. *Sovremennîe metodi i sredstva sborki i razborki rezbovih soedinenii na mașinah i apparatah neftepererabatîvaiușcei i neftehimiceskoi promîșlennosti.* Moskva, Țniiteneftehim, 1979.

[5] Fabry, Ch. W. În : W. u. B., 1966, **B 99**, nr. 6, 403—407.

[6] Fabry, Ch. W. În : Maschinenschaden, 1967, **40**, nr. 2, 61—64.

[7] Fabry, Ch. W. În : Maschinenmarkt, 1970, **76**, nr. 75, 1 698—1 700.

[8] Fazekas G. A. În : Trans. ASME, 1976, **B 98**, nr. 3, 779—782 și ASME Pap., 1975, nr. **WA/DE-14**.

[9] Franke, E. În : Fertigungstechnik und Betrieb, 1969, **19**, nr. 1, 45—49.

[10] Fuller, N. C., Hoover, B. O. În : Hydroc. Process., 1968, **47**, nr. 8, 118—120.

[11] Gherșoig, E. L. ș..a. În : Him. i neft. mașinostroenie, 1982, nr. 1, 28—29.

[12] Ivanțov, V. V. ș.a. În: Him. i neft. mașinostroenie, 1978, nr. *4*, 42—43.

[13] Junker, G., Meyer, G. În : Maschinenmarkt, 1969, **75**, nr. 39, 818—823.

[14] Kalitin, L. A., ș.a. În : Him. i neft. mașinostroenie, 1982, nr. 1, 25—26.

[15] Kittmer, H. În : Maschinenmarkt, 1983, **89**, nr. *19*, 342—344.

[16] Klius, V. P., Prodan, V. D. În : Vestnik mașinostroenia, 1980, nr. 4, 24—25.

[17] Koch, J., Izykowski, S. În : Konstruktion, 1979, **31**, nr. 4, 164—166.

[18] Leenson, M. A., Simkin, E. L. — În : Vestnik mașinostroenia, 1967, nr. *3*, 30—32.

[19] Leenson, M. A., Simkin, E. L. În : Russian Engng. J., 1967, nr. 3, 29—31.

[20] Manea, Gh. *Organe de mașini.* Vol. 1, București, Ed. tehnică, 1956.

[21] Meinecke, E. Brevet R. F. Germania, cl. 87a, 22, (B 75 b, B 25 h, B 25 j), nr. 1246627, 26.04.62/ /08.02.68.

[22] Motosh, N. În : Trans. ASME, J. Engng. Ind., 1976, **B 98**, nr. 3, 849—851.

[23] Mustafa, M. R., Lazăr, C. *Asamblări filetate și prin strîngere.* București, Ed. tehnică, 1964.

[24] Osman, M. O. M. ș.a. În : Trans. ASME, 1977, **B 99**, nr. 2, 388—393.

[25] Pasternak, P. În : Beton und Eisen, 1926, nr. 9, 163.

[26] Pavel, A. În : Bul. Inst. Petrol, Gaze și Geologie — București, 1964, **XII**, 135—163.

[27] Prodan, V. D. ș.a. În : Vestnik mașinostroenia, 1974, nr 1, 27—28.

[28] Prodan, V. D., Viriukin, V. P. În : Him. i neft. mașinostroenie, 1979, nr. 9, 17—18.

[29] Rumianțev, O.V. ș.a. În : Vestnik mașinostroenia, 1969, nr. *5*, 29—30.

[30] Rumianțev, O. V., ș.a. În : Him. i neft. mașinostroenie, 1973, nr. *2*, 3—5.

[31] Schmitz, K.-H. În : Konstruktion, 1977, **29**, nr. 2, 43—48.

[32] Slom, E. B. În : Energhetik, 1970, **20**, nr. 5, 13—14.

[33] Timoschenco, S., Lessels, I. M. *Festigkeitslehre.* Berlin, Springer, 1928, 134.

[34] Vinciguerra, C. În: Hydr., Pneum. Power, 1968, **14**, nr. 160, 230—231.

[35] Vinciguerra, V., Mantelli, R. În : Quaderni Pignone, 1967, nr. 7, 23—29.

[36] Viriukin, V. P. ş.a. În : Him. i neft. maşinostroenie, 1979, nr. 12, 25—26.
[37] Viriukin, V. P. ş.a. În : Him. i neft. maşinostroenie, 1984, nr. 11, 11—12.
[38] Wächter, K. ş.a. În : Maschinenbautechnik, 1979, **28**, nr. 2 şi nr. 3, 62—65 (69) şi 113—116.
[39] Wächter, K. ş.a. În : Wiss. Z. Hochsch. Verkehrsw. Friedrich List Dresden, 1979, **26**, nr. 5, 839—856.
[40] White, P. E. În : Corrosion. Prev. and Contr., 1966, **13**, nr. 4, 24—27.
[41] * * * În : Konstruktion, 1968, **20**, nr. 9, 349.
[42] * * * În : Konstruktion, 1971, **23**, nr. 1, 13—19.
[43] * * * În : Energ. fluide. Hydraul., pneumat., asserv., lubrific., 1972, **54**, nr. 11. 45—48.
[44] * * * În : Konstruktion, 1974, **26**, nr. 1, 21—23.
[45] * * * *VDI-Richtlinie 2230: Systematische Berechnung hochbeanspruchter Schraubenverbindungen.* Dez. 1974.
[46] * * * *Otraslevoi standardt OST 26-1360—75. Şpilk, gaiki, şaibi, rezbovie gnezda dlia sosudov i apparatov na davlenie svişe 100 kgf/cm² (9,81 MPa). Tipi konstrukţii i razmeri. Tehniceskie trebovania.* IrkutskNIIhimmaş, 1975.
[47] * * * *RTM 26-01-122—79. Zatvori dlia sosudov i apparatov na davlenie svişe 9,81 do 98,1 MPa (100 do 1 000 kgf/cm²). Metodika rasceta rejimov zatiajki şpilek.* Vveden 01.01.1980.

RECENZII

Dumitru Enescu şi Bujor Almăşan **Seismologia exploziilor controlate din industrie.** Ed. tehnică, Bucureşti, 1987.

În ultimul sfert de secol, lumea a fost ,,cutremurată'' de amploarea fără precedent a informaţiilor ştiinţifice, a soluţionării pînă la un anumit nivel a unui important număr de probleme a căror complexitate, nu cu mult timp înainte, fusese numai semnalată. Multilateralitatea domeniilor afectate de progresele realizate, atît în ceea ce priveşte instrumentul teoretic de investigaţie, cît, mai ales, al tehnicii de măsurare şi înregistrare, a detronat termenul de ,,enciclopedist'' în preocuparea ştiinţifică şi a consacrat pe cel de ,,specialist de înaltă clasă'' într-un anumit domeniu al ştiinţei în ansamblul său. O încercare de informare multilaterală, pe front larg, în ramuri cel puţin apropiate de cercetare, este condamnată la superficialitate de către capacitatea de înmagazinare a informaţiei a minţii omeneşti. Prelungirile memoriei şi ale capacităţii de calcul, create de mintea umană în sprijinul minţii umane, permit lărgirea graniţelor de investigaţie, dar nu elimină nici pe departe limitele impuse de natura umană. Adevăratele explozii ştiinţifice, informaţionale se ţin lanţ, în ansamblul ştiinţelor, dar se manifestă distinct în fiecare din ramurile lor. Ele devin evidente după o perioadă de acumulări, aparent mărunte, şi capătă semnificaţie, constantă şi contur atunci cînd una sau mai multe minţi limpezi găsesc legăturile comune şi le tratează ca pe un întreg indivizibil. Este ceea ce s-a întîmplat în timp şi cu această ramură a ştiinţelor Terrei care este Seismologia. Constantele elastice definite de Hooke, Poisson şi Lamé au jucat totdeauna acelaşi rol în propagarea undelor elastice în mediu omogen, izotrop şi infinit. Dar punerea în evidenţă a rolului lor nu a fost posibilă pînă nu s-au conturat, prin acumulări şi sclipiri de geniu, capitole importante ale fizicii, devenind ramuri de ştiinţă ca Teoria elasticităţii, Propagarea undelor şi Seismologia. Lucrarea pe care o recenzăm apare astfel ca o consecinţă firească, într-un moment impus de dezvoltarea mai departe a tehnicii, şi rod al unei îndelungate preocupări a autorilor, cunoscuţi ca cercetători perseverenţi ai domeniului. Trebuie remarcat faptul că, deşi Seismologia s-a dezvoltat ca ştiinţă mai ales în ultimul sfert de veac, în acest interval ea a cunoscut o adevărată explozie informaţională, atît în ceea ce priveşte instrumentul teoretic şi experimental, cît şi în ceea ce priveşte realizările practice. Cele 185 titluri citate în bibliografia lucrării la care ne referim, în majoritate apărute după anul 1960, atestă cele menţionate şi confirmă gradul înalt de informare a autorilor. Deşi, în ansamblul ei, lucrarea are multe implicaţii cu caracter teoretic, ea urmăreşte să deservească şi scopuri economico-industriale actuale. Ea nu este o lucrare de răspîndire şi popularizare. Nu este un manual de liceu şi nici nu curs universitar. Prin nivelul de tratare a problemelor ea poate însă satisface, în măsură diferită, bineînţeles, toate categoriile de cititori. Categoria cea mai avantajată este însă aceea a inginerilor geofizicieni, minieri şi constructori, care lucrează în cercetare, proiectare şi învăţămînt. După cum vom arăta mai departe, cele 8 părţi componente ale lucrării pot fi urmărite, cu suficient folos, fără trimiteri de la una la alta. Din structura ei rezultă că nu se impune a fi lucrată cu creionul pentru a fi înţeleasă. Autorii nu fac demonstraţii decît în puţine cazuri, dar prezintă rezultate bine fundamentate din punct de vedere ştiinţific, astfel încît cei interesaţi pot să parcurgă drumul şi să găsească noi deschideri. Lucrarea se impune ca o monografie de elevată ţinută ştiinţifică, consacrată problemelor teoretice şi practice ale seismologiei, cu referire specială la efectele exploziilor controlate în industrie.

Primele două părţi ale lucrării sînt consacrate bazelor teoretice ale problemei, şi anume celor referitoare la generarea undelor seismice cu ajutorul exploziilor şi la componentele teoretice ale propagării undelor seismice generate de explozii. Puternic ancorate în cunoştinţele de Teoria elasticităţii, cele două capitole abordează modele fizice diferite de surse seismice generate prin explozii, cu modelele matematice corespunzătoare şi soluţii obţinute de alţi cercetători sau chiar de autori, precum şi diferitele modele de propagare a undelor elastice aferente (directe, reflectate, refractate — frontale, difractate etc.). Opinăm că inversarea celor două prime capitole ar fi oferit mai multe şanse cititorului pentru intuirea fenomenelor cercetate, dar sîntem nevoiţi a recunoaşte efortul evident al autorilor de a suplini acest aspect. De fapt, aceste prime două capitole reprezintă în economia lucrării bazele teoretice ale problemei cercetate. Ele sînt tratate cu o remarcabilă rigoare ştiinţifică şi cu vădite eforturi de a se face înţelese, fără a face însă rabat instrumentului matematic specializat. Satisfacţia muncii se simte totdeauna după ce aceasta a fost efectuată.

Cea de-a treia parte a lucrării tratează problema reactivării unor forţe tectonice prin seismicitate indusă, precum şi derocarea şi subsidenţa cauzată de explozii, ca şi aplicaţiile posibile ale acestor fenomene în construcţii. De altfel, în cea de-a patra şi a cincea parte a lucrării autorii tratează pe larg atît efectele seismice ale exploziilor asupra construcţiilor, cît şi tehnicile de reducere a acestor efecte şi metodele de control seismic al vibraţiilor produse de explozii. Considerăm o îndatorire elementară a să subliniem bogăţia materialului informaţional, teoretic şi aplicativ, amplitudinea şi adîncimea de investigaţie a fenomenelor tratate, precum şi largul front de documentare bibliografică pe care autorii le demonstrează în tratarea acestor părţi. Este cu atît mai meritoriu faptul că autorii nu se limitează numai la aspectele constatative, la prezentarea modelării fizice şi matematice a fenomenului studiat, ci merg mai departe, pînă la indicarea unor măsuri practice pentru evitarea consecinţelor negative asupra construcţiilor şi carierelor în exploatare. Cea de-a şasea parte a lucrării este în întregime consacrată tocmai tehnicilor de reducere şi de control al efectelor exploziilor asupra lucrărilor miniere, iar cea de-a şaptea parte tratează problema exploziilor de rocă şi loviturile de mină.

În sfîrşit, în ultima parte, autorii prezintă istoria cercetărilor de această natură în ţara noastră, din care reies în mod evident actualitatea şi însemnătatea economică şi practică industrială a preocupărilor, precum şi faptul că, deşi foarte recente, aceste preocupări au soluţionat probleme majore ale construcţiilor civile şi miniere, iar cîmpul de investigaţie rămîne încă deschis.

Conf. dr. ing. **M. Dorobanţu**
Universitatea din Bucureşti

Profesorul doctor inginer
VALERIU PATRICIU

În ziua de 19 iulie 1987, s-a stins din viață profesorul doctor inginer Valeriu Patriciu.

Născut în Galați, la 16 iulie 1903, a absolvit liceul teoretic din Bîrlad în anul 1922, iar în anul 1926 a absolvit Academia de Mine din Freiberg.

În anul 1929 a susținut teza de doctorat, la Universitatea din Göttingen, cu tema aplicării metodelor radioactive în soluționarea problemelor de tectonică.

Îndelungata activitate, începută în anul 1926, în industria extractivă minieră și petrolieră, în unități ale Ministerului Industriei Metalurgice și ale Ministerului Minelor, în cadrul cărora a îndeplinit multe funcții de răspundere, a fost dublată, începînd cu anul 1931 — timp de 27 de ani — cu o bogată activitate didactică la Facultatea de mine și metalurgie a Școlii Politehnice din Timișoara, la Facultatea de geologie și geografie a Universității din București, precum și la alte institute de învățămînt tehnic superior.

Ca profesor, a predat un mare număr de discipline — zăcăminte de substanțe minerale utile din România, geologia R.S. România, geologie economică, foraje și extracția petrolului, mineralogie, metodica explorărilor, geologie inginerească, geofizică aplicată, hidrogeologie și altele.

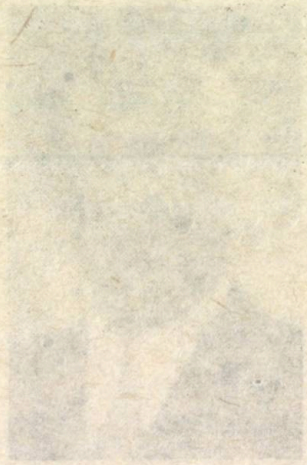
Cele peste 90 de studii și lucrări elaborate, foarte multe publicate, reliefează preocupările și munca neobosită a prof. dr. ing. Valeriu Patriciu.

Recunoscut în străinătate pentru activitatea sa științifică și practică, profesorul Valeriu Patriciu a fost invitat în repetate rînduri și a conferențiat pe teme științifice și tehnice la universități și instituții de învățămînt superior din Paris, Leoben, Hanovra, Münster, Würzburg, Bonn, Frankfurt am Main.

Profesorul Valeriu Patriciu și-a dedicat întreaga activitate unuia dintre obiectivele de bază, de care depinde dezvoltarea economică și socială a țării, și anume acela de creștere a bazei de resurse minerale și valorificarea superioară a acesteia.

A fost inițiatorul și coordonatorul unor lucrări de prospecțiune și explorare, care au permis deschiderea și punerea în exploatare a unor noi mine de minereuri în Carpații Orientali, Maramureș, Munții Poiana Ruscă, Munții Apuseni, Banat, Dobrogea și în alte regiuni ale țării.

Inginerii de mine, inginerii geologi și geologii care l-au avut ca profesor sau au lucrat sub îndrumarea celui care a fost doctor inginer VALERIU PATRICIU îi vor păstra o neștearsă amintire.



Revista MINE, PETROL și GAZE este editată de Oficiul de informare documentară pentru industria minieră, București, Calea Victoriei 220, sector I, cod. 71104. C.P. 22 — 146, telefon 59.29.75.
Tiparul: Întreprinderea poligrafică „Informația'' str. Brezoianu nr. 23—25, București, c. 1585
Prețul: 13 lei/exemplar
Grafica: A. Socaciu

c. 1585

43 103

BIBLIOTECA CENTRALĂ DE INFORMARE TEHNICĂ

MINISTERUL MINELOR

COMBINATUL MINIER VALEA JIULUI

INTREPRINDEREA DE PIESE DE SCHIMB, REPARATII UTILAJE SI ECHIPAMENTE ELECTROTEHNICE MINIERE PETROSANI

IPSRUEEM

EXECUTA:

ECHIPAMENT PENTRU SUSTINEREA MECANIZATA A ABATAJELOR:
- stîlpi hidraulici tip SVJ 80-315;
- agregate hidraulice de înaltă presiune tip ACH 40/200;
- sisteme de distribuţie.

UTILAJE MINIERE TEHNOLOGICE:
- maşini de montat armături tip MMA 500;
- maşini de montat panouri tip MMP 750.

UTILAJE MINIERE DIVERSE:
- prese orizontale pentru îndoit profile;
- staţii de înnămolire;
- silozuri dozatoare.

ECHIPAMENT ELECTRIC ANTIGRIZUTOS:
- relee de control al rezistenţei de izolaţie ACRI-2;
- cofrete pentru transformatori de iluminat de 1,6 kVA;
- cutii de ramificaţie modulare.

PIESE DE SCHIMB PENTRU UTILAJE MINIERE:
- piese de schimb pentru utilaje din fabricaţie curentă (fabricate în ţară sau din import).

CONFECTII METALICE:
- armături de mină;
- tuburi de aeraj;
- tuburi flanşate;
- plasă de mină împletită sau sudată.

R.K. PENTRU UTILAJE MINIERE:
- sondeze, foreze, combine, susţineri mecanizate, compresoare, locomotiva de mină, pompe, agregate hidraulice.

REPARATII ECHIPAMENT ELECTRIC ANTIGRIZUTOS:
- motoare, ventilatoare, cofrete, diverse.

REPARATII A.C.M. :
- analizoare de gaze, manometre, Wattmetre, tahometre, explozoare etc.

DISPOZITIVE DE MICA MECANIZARE:
- pompe manuale de î.p.;
- dispozitive de tăiat cablu;
- dispozitiv de tăiat lanţ calibrat.

DISPOZITIVE PENTRU SECURITATE MINIERA:
- ejectoare pentru dispersarea pînzelor de metan;
- dispozitive de pulverizat praf inert.

ACTIVITATI DE SERVICE:
- montări, demontări, reparaţii, întreţinere utilaje în subteran;
- reparaţii şi întreţinere la centralele telegrizumetrice;
- verificări şi reglaje PRAM, asistenţă tehnică diversă.

IPSRUEEM PETROSANI, str. Lunca, nr. 115, tel. 44902, 43962, 44462 interior 120, cont 30.12.7.14.01 B.N. Petroşani, telex 032814

MINISTERUL MINELOR

ICITPLCIM DEVA

EFECTUEAZA LUCRARI DE CERCETARE SI PROIECTARE IN URMATOARELE DOMENII:

• extractia si prepararea minereurilor feroase, neferoase si auro-argentifere • mecanizarea si automatizarea operatiilor miniere (subteran si suprafata) si in uzinele de preparare • proiectarea, construirea prototipurilor si experimentarea de utilaje si aparate noi, instalatii de automatizare etc. pentru unitati miniere si de preparare • valorificarea elementelor utile continute in resurse secundare: sterile de halda, iazuri de decantare, zguri metalurgice, ape de mina si de la instalatii industriale.

OFERA BENEFICIARILOR DIN TARA SI STRAINATATE:

• tehnologii de exploatare a zacamintelor de substante minerale utile feroase, neferoase si auro-argentifere • cercetari in faza laborator, pilot si semiindustriala pentru prepararea minereurilor feroase, neferoase, auro-argentifere si resurse secundare prin tehnologii moderne, inclusiv neconventionale • documentatii de executie pentru instalatii de preparare a minereurilor la obiective noi sau pentru modernizarea fluxurilor tehnologice la instalatiile existente • analize chimice, spectrale, rationale si analize fizice speciale • determinarea caracteristicilor fizico-mecanice ale rocilor si solurilor • studii si lucrari geotehnice, de geodezie-cartografie, amplasarea obiectivelor miniere la suprafata si in subteran • studii si lucrari speciale de excavare cu explozivi, inclusiv determinarea influentei lucrarilor cu explozivi asupra rocilor inconjuratoare si a constructiilor • stabilirea conditiilor pentru fundatii la constructii de diverse tipuri • determinarea stabilitatii depozitelor de produse miniere, roci, materiale de constructii etc. • ridicari topografice si intocmiri de planuri si harti de lucru • studii economice, marketing, studii de fezabilitate in ansamblu pe obiective mari sau separat, pe sectiuni de fabricatie • proiecte pentru instalatii de transport cu benzi funiculare, linii ferate inguste cu tractiune electrica sau diesel etc. • studii de cercetare si documentatii de executie pentru epurarea apelor reziduale, inclusiv recircularea acestora in procesele tehnologice • studii si proiecte de optimizare a productiei si conducerea automata a proceselor asistata de calculator • constructia prototipurilor si a modelelor, inclusiv serie mica (unicat) pentru aparate si utilaje miniere si de preparare noi • asistenta tehnica prin specialisti cu experienta in exploatarea minereurilor, preparare, constructii miniere in subteran si la suprafata, geologie inginereasca, topografie etc. • traduceri din limbile franceza, rusa, engleza, ceha si italiana.

ICITPLCIM DEVA, str.23 August nr.37A, jud. HUNEDOARA, cod 2700

E 1445
04
66

MINE PETROL GAZE

BUCUREŞTI – ROMÂNIA ◆ Vol. 38, decembrie 1987 12

MIUG

CIUMMR

CENTRALA INDUSTRIALA
DE UTILAJ MINIER SI MASINI DE RIDICAT
TIMISOARA

ALEEA C F R NR. 9 COD 1900 TIMISOARA · ROMANIA TELEFON 33970

CONT VIRAMENT BNRSR·TIMIȘOARA TELEX 71319

THROUGH ITS ENTERPRISES OFFERS THE WHOLE RANGE OF MACHINES AND EQUIPMENT FOR MINING AND TRANSPORTING MINERALS UNDERGROUND:

- powered longwall mining units for seam thicknesses of 0.5 to 4.5 m and dipping up to 45 degrees;
- shearers for cutting and loading coal from 1.35 to 2.8 m thinck seams and cutting strength up to 400 daN/cm^2;
- roadheaders for workings with inclinations of $\pm$16 degrees and rocks with a strength of up to 800 daN/cm^2;
- loading and hauling machines with capacities of 15 to 150 m^3/h;
- mining locomotives with diesel, pneumatic, trolley wire and battery operation;
- scraper conveyors with capacities of 40 to 600 t/h;
- rubber belt conveyors, belt widths: 800, 1 000, 1 200 mm;
- winding machines in firedamp proof and normal construction;
- pneumatic, electric and electrohydraulic mining winches;
- one-boom and two-boom drilling machines;
- rise boring machines for up to 1 219 mm diameter and length of up to 150 m;
- monorail overhead conveyors for material haulage and men-riding;
- high-pressure hydraulic units;
- powered auxiliary devices for underground;
- firedamp proof electrical equipment;
- spare parts for the above.

MINE, PETROL ŞI GAZE

ORGAN AL MINISTERULUI MINELOR ŞI AL MINISTERULUI PETROLULUI

ANUL XXXVIII

Nr. 12 1987

CUPRINS

Zamfir, V., Iliaș, N., Andraș, I., Cirșoi, Al., Scroban, Al. **Stabilirea portanței maxime și a forțelor de legătură aferente la susținerile mecanizate indigene** 549

Kovacs, L., Bitir, P., Simion, S. **Noi realizări privind combaterea prafului la operațiile de perforare, încărcare și transport mecanizat** 561

Panaitescu Cornelia, Penu Anca, Bitoianu Cornelia **Variația cu adîncimea a gradului de carbonificare în unele probe de foraj din zăcămîntul de cărbuni Lupac** 566

Popovici Alina **Studii experimentale privind viteza critică în hidrotransportul particulelor solide grele prin conducte** 572

Pavel, A. **Ecuația structurală a coroziunii fisurante** 576

Șerban, C. **Contribuții teoretice și practice la partea hidraulică a pompelor volumetrice triplex cu piston plonjor *3* PG-*20*** 584

Informații

Index

COLEGIUL DE REDACȚIE

Președinte: ing. **Vasile-Gheorghe Scripăț-Florescu**; *vicepreședinți:* dr. ing. **Gheorghe Aldea** și ing. **Traian Cojocaru**; *membri:* ing. **Teodor Boru**, ing. **Gheorghe Boteanu**, ing. **Alexandru Butac**, ing. **Minea Ene**, prof. dr. ing. **Dumitru Fodor**, dr. ing. **Iancu Geangălă**, ing. **Gheorghe Giuclea**, ing. **Ion Gâf-Deac**, dr. ing. **Mircea Guran**, ing. **Ion Mărăscu**, ing. **Ion Mitrea**, dr. ing. **Florea Neagu**, ing. **Nicolae Pantilie**, ing. **Mircea Refec**, ing. **Aurel Sandu**, dipl. univ. **Elena Vrânceanu**, *redactor.*

REZUMATE

C.Z. 622.28.9(086.5)

Zamfir, V. ș.a. *Stabilirea portanței maxime și a forțelor de legătură aferente la susținerile mecanizate indigene*

După o sistematizare și un studiu al mobilității, autorii determină valoarea și poziția portanței maxime și a forțelor de legătură între elemente la tipurile de susțineri mecanizate indigene, în scopul ușurării alegerii lor, pe de o parte, și dimensionării, pe de altă parte.

Mine, Petrol și Gaze, vol. 38, nr. 12, 1987

C.Z. 622.807.24

Kovacs, L., Bitir, P., Simion, S. *Noi realizări privind combaterea prafului la operațiile de perforare, încărcare și transport mecanizat*

Sînt redate cercetările și rezultatele practice ale aplicării unor dispozitive și aparate realizate în cadrul Centrului de cercetări și inginerie tehnologică pentru securitate minieră Petroșani, în vederea reducerii gradului de prăfuire, comparativ cu procedeele actuale.

Mine, Petrol și Gaze, vol. 38, nr. 12, 1987

C.Z. 622.33 : 622.143.1

Panaitescu Cornelia, Penu Anca, Bitoianu Cornelia *Variația cu adîncimea a gradului de carbonificare în unele probe de foraj din zăcămîntul de cărbuni Lupac*

Se prezintă rezultatele cercetărilor carbo-petrografice și chimice efectuate asupra unor probe de foraje din cărbunii zăcămîntului Lupac, prelevate de la adîncimi diferite, pentru a stabili variația rangului cu adîncimea și a verifica totodată valoarea celor doi parametri de rang: fizic — reflectanța vitrinitului — și chimic — procentul de materii volatile.

Mine, Petrol și Gaze, vol. 38, nr. 12, 1987

C.Z. 622.648.001.1

Popovici Alina *Studii experimentale privind viteza critică în hidrotransportul particulelor solide grele prin conducte*

Se prezintă principalele concluzii obținute dintr-un experiment de laborator, privind viteza critică a concentratelor de minereuri transportate prin conducte metalice cu un diametru interior $D_i = 100$ mm. Experimentul s-a efectuat cu concentrate de pirită și calcopirită. Pentru ambele concentrate vitezele critice în tronsoanele descendente ale conductei sînt cu mult mai mici decît cele din tronsoanele orizontale, care, la rîndul lor, sînt mai mici decît cele din tronsoanele ascendente. S-a făcut o comparație a acestor rezultate cu formulele cunoscute din literatură și s-a constatat o bună concordanță.

Mine, Petrol și Gaze, vol. 38, nr. 12, 1987

C.Z. 622.692.48 : 620.119

Pavel, A. *Ecuația structurală a coroziunii fisurante*

Se expun conceptele generale privind coroziunea fisurantă și se stabilește ecuația structurală corespunzătoare.

Mine, Petrol și Gaze, vol. 38, nr. 12, 1987

C.Z. 621.656.3 : 622.276.53

Șerban, C. *Contribuții teoretice și practice la partea hidraulică a pompelor volumetrice triplex cu piston plonjor 3 PG-20*

Articolul tratează într-un mod original problema secțiunii de trecere prin supape a fluidului. Partea teoretică, bazată pe formule de calcul, se poate aplica la toate secțiunile de supape cu taler, avînd fața de așezare înclinată.

Mine, Petrol și Gaze, vol. 38, nr. 12, 1987

CONTENTS

C.Z. 622.28.9(086.5)

Zamfir, V. et al. *The determination of the maximum lift and the adherent connective forces in indigenous powered supports*

After making a systematization and an investigation regarding their mobility, the authors establish the value and position of the maximum lift and of the connective forces between the elements of indigenous powered supports, taking into account, on the one hand, the easiness of their selection, and on the other, their dimensioning.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 12, 1987

C.Z. 622.807.24

Kovács, L., Bitir, P., Simion, S. *New achievements concerning the dust suppression in drilling, loading and hauling operations*

The research work and practical results regarding the utilization of some devices and instruments produced at the Petroşani Center for Research and Technological Engineering are presented, taking into account the subject of dust suppression, in comparison with the present day methods.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 12, 1987

C.Z. 622.33 : 622.143.1

Panaitescu Cornelia, Penu Anca, Bitoianu Cornelia *The depth variation of the degree of carbonization in some of the drilling samples in the Lupac coal deposit*

The results of the carbo-petrographical and chemistry research work carried out with some drilling samples of the coal in the Lupac deposit are presented; the samples were taken from various depths, in order to establish their depth variation and, at the same time, check the value of the two parameters: the physical one — the vitrinite reflection and the chemical one — the percentage of volatile substances.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 12, 1987

C.Z. 622.648.001.1

Popovici Alina *Experimental investigations concerning the critical speed in the hydro-transportation of heavy solid particles in ducts*

The main conclusions reached after a laboratory experiment concerning the critical speed of mineral concentrates through metallic ducts with an inner diameter D_i = 100 mm, are presented. The experiment was carried out with pyrites and calcopyrites concentrates. For both concentrates the critical speed in descending sections of the duct is much lower than in the case of horizontal ones, which, at its turn, is much lower than in the case of ascending ones. A comparison has been made between these results and the already known formulas in the literature and a good concordance has been established.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 12, 1987

C.Z. 662.692.48 : 620.119

Pavel, A. *The structural equation of crack corrosion*

The general concepts regarding the crack corrosion are presented and the corresponding structural equation is established.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 12, 1987

C.Z. 621.656.3 :622.276.53

Şerban, C. *Theoretical and practical contributions to the hydraulic part of triplex volumetric pumps, with a 3PG-20 plunger piston*

The article presents an original view concerning the problem of the section of valve throughput of the fluid. The theoretical part, based on calculus formulas, may apply to all tray-valve sections, having an inclined laying face.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 12, 1987

СОДЕРЖАНИЕ

C.Z. 622.28.9(086.5)

Замфир, В. и др. *Установление максимальной несущей способности связущих сил отечественных механизированных крепей*

После систематизации и изучения мобильности, авторы определяют значение и положение максимальной несущей способности и сил связи между элементами на разные типы отечественных механизированных крепей, в целях упрощения их выбора, на одной стороне, и установления их размеров, на другой стороне.

Ключевые слова: установление, максимальная несущая способность, отечественные механизированные крепи, силы, выбор.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 12, 1987

C.Z. 622.807.24

Ковач, Л., Битир, П., Симион, С. *Новые осуществления в области пылеподавления при буровых и транспортных работах*

Представлены исследования и практические результаты применения устройств и аппаратов, реализуемых специалистами Центра исследования и технологического инженерства для безопасности труда Петрошань, в виду сокращения уровня пыли по сравнению с современными процессами.

Ключевые слова: осуществления, пылеподавление, устройства, аппараты, безопасность труда, результаты.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 12, 1987

C.Z. 622.33 : 622.143.1

Панаитеску Корнелия, Пену Анка, Битояну Корнелия *Вариация с глубиной углеродистого процесса в некоторых буровых пробах из угольного месторождения Лупак*

Представлены результаты исследований угле-петрографических и химических исследований, проведенных на буровых пробах угольного месторождения Лупак, отбранных из разных глубин, для установления вариации ранга с глубиной и проверения значений двух параметров ранга: физического — отражательность витринита — и химического — процент летучих материалов.

Ключевые слова: вариация, глубина, углеродистый процесс, проба, угольное месторождение Лупак, исследование, ранг.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 12, 1987

C.Z. 622.648.001.1

Попович Алина *Экспериментальное изучение критической скорости при гидротранспорте тяжёлых твёрдых частиц через проводы*

Представлены главные выводы, полученных из лабораторного эксперимента о критической скорости руд-

ных концентратов, транспортируемых через металлические проводы с внутренним диаметром D_i = 100 мм. Эксперимент проводился с пиритовым и калькопиритовым концентратами. Для обоих концентратов критические скорости в нисходящих участках трубы были меньше чем в горизонтальных участках, которые, в свою очередь, были меньше, чем в восходящих участках. Осуществилось сравнение этих результатов с известными отношениями и получилось хорошее соответствие.

Ключевые слова: изучение, критическая скорость, гидротранспорт, тяжёлые твёрдые частицы, выводы, концентраты.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 12, 1987

C.Z. 622.692.48 : 620.119

Павел, А. *Структурное уравнение щелевой коррозии*

Представлены общие концепты щелевой коррозии и установлено соответствующее структурное уравнение.

Ключевые слова: структурное уравнение, щелевая коррозия, концепты.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 12, 1987

C.Z. 621.656.3 : 622.276.53

Шербан, К. *Теоретические и практические вклады в гидравлическую часть объёмных гидравлических насосов триплекс с плунжером 3 ПГ-20*

Статья представляет в подлинном виде вопрос проходного сечения клапанов для флюидов. Теоретическая часть, основана на расчётные формулы, может применяться для всех сечений тарелчатых клапанов, с наклонной частью установления.

Ключевые слова: вклад, гидравлическая часть, насос триплекс, тип 3 ПГ-20, формулы, тарелчатый клапан, сечение.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 12, 1987

SOMMAIRE

C.Z. 622.28.9(086.5)

Zamfir, V. et al. *La détermination de la portance maximale et des forces de liaison afférentes aux soutènements marchants de fabrication indigène*

Après une systématisation et un étude de la mobilité, les auteurs déterminent la valeur et la position de la portance maximale et des forces de liaison entre les éléments des types de soutènements marchants de fabrication indigène, afin de faciliter leur choix et leur dimmensionement.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 12, 1987

C.Z. 622.807.24

Kovács, L., Bitir, P., Simion, S. *Des nouvelles réalisations concernant la lutte contre la poussière dans les opérations de perforation, chargement et transport.*

On présente les recherches et les résultats prattiques de l'application de certains dispositifs et appareils réalisés dans le cadre du Centre de recherches et génie technologique pour la sécurité minière de Petroşani, en vue de la réduction des taux d'empoussiérement, comparativement avec les procédés actuels.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 12, 1987

C.Z. 622.33 : 622.143.1

Panaitescu Cornelia, Penu Anca, Bitoianu Cornelia *La variation avec la profondeur du degré de carbonisation dans certains échantillons de forage du gisement de charbon Lupac*

On présente les résultats des recherches carbo-pétrographiques et chimiques effectuées sur certains échantillons de forage des charbons du gisement Lupac, prélevés de profondeurs différentes, afin d'établir la variation du rang avec la profondeur et pour vérifier la valeur des deux paramètres de rang : physique — la réflectance du vitrinite et chimique — le pourcentage de matières volatiles.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 12, 1987

C.Z. 622.648.001.1

Popovici Alina *Etudes experimentaux concernant la vitesse critique dans le hydro-transport des particles solides lourdes par des tuyaux*

On présente les principales conclusions obtenues à la suite d'un experiment de laboratoire, concernant la vitesse critique des concentrés de minerais transportés par des tuyaux métalliques avec un diamètre intérieur D_i = 100 mm. L'experiment a été éffectué avec des concentrés de pyrite et calcopyrite. Les vitesses critiques dans les tronçons descendents du tuyaux sont, pour tous les deux concentrés, inférieures aux vitesses dans les tronçons horizontaux, qui, à leur tour, sont inférieures aux vitesses dans les tronçons ascendents. On a fait une comparaison de ces résultats avec les formules connues de la littérature et on a constaté une bonne concordance.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 12, 1987

C.Z. 622.692.48 : 620.119

Pavel, A. *L'équation structurale de la corrosion fracturante*

On expose les conceptes généraux concernant la corrosion fracturante et on établisse l'équation structurale correspondante.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 12, 1987

C.Z. 521.656.3 :622.276.53

Şerban, C. *Contributions théoriques et pratiques à la partie hydraulique des pompes volumétriques triplex à piston plongeur 3 PG-20*

L'article traite d'une manière originale le problème de la séction de passage par les soupapes du fluide. La partie théorique, basée sur des formules de calcul, peut être appliquée à toutes les séctions de soupapes à disque, ayant la face en dépouille incliné.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 12, 1987

INHALT

C.Z. 622.28.9(086.5)

Zamfir, V. et al. *Die Festlegung der maximalen Tragfähigkeit und der entsprechenden Verbindungskräfte bei den inlandischen maschinellen Ausbauausrüstungen*

Nach einer Systematisierung und Untersuchung der Beweglichkeit bestimmen die Verfasser den Wert und die Stellung der maximalen Tragfähigkeit und der Verbindungskräfte zwischen den Elementen bei verschiedenen inlandischen maschinellen Ausbauausrüstungen, zwecks der Erleichterung deren Wahl auf einer Seite, und auf der anderen, deren Dimensionierung.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 12, 1987

C.Z. 622.807.24

Kovacs, L., Bitir, P., Simion, S. *Neue Erfolge in der Staubbekämpfung in den Bohr-, Lade-und Transportarbeiten*

Vorgestellt werden die Untersuchungen und die praktischen Ergebnisse der Anwendung einiger Vorrichtungen und Geräte,

welche von der Stelle für Forschungen und Verfahrenstechnik für Grubensicherheit Petroşani entwickelt wurden. Dadurch wird der Entstaubungsgrad, gegenüber die jetzigen Methoden, verringert.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 12, 1987

C.Z. 622.33 : 622.143.1

Panaitescu Cornelia, Penu Anca, Bitoianu Cornelia *Die von der Teufe abhängende Schwankung des Verkohlungsgrades in einigen Bohrproben von der Kohlenlagerstätte Lupac*

Vorgestellt werden die Ergebnisse der karbopetrographischen und chemischen Untersuchungen welche auf Bohrproben von der Lagerstätten Lupac durchgeführt wurden. Die Proben wurden aus verschiedenen Teufen entnommen, um die von der Teufe abhängende Rankschwankung festzustellen und den Wert der zwei Rankparameter zu überprüfen : physikalisch — die Reflektanz des Vitrinits, und chemisch — der Anteil an flüchtigen Stoffen.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 12, 1987

C.Z. 622.648.001.1

Popovici Alina *Experimentale Studien betreffend die kritische Geschwindigkeit in dem Hydrotransport der schweren Feststoffpartikeln durch Rohrleitungen*

Vorgestellt werden die Hauptergebnisse eines Laborexperimentes betreffend die kritische Geschwindigkeit der Erzkonzentrate welche durch metallische Rohrleitungen mit einem inneren Durchmesser $D_i = 100$ mm transportiert wurden. Das Experiment wurde mit Pyrit- und Chalkopyritkonzentraten durchgeführt. Für beide Konzentrate waren die kritischen Geschwindigkeiten viel kleiner in den absteigenden Teilen als in den flachen Teilen, wo diese Geschwindigkeiten auch kleiner als in den aufsteigenden Teilen sind. Diese Ergebnisse wurden mit den aus Literatur bekannten Formeln verglichen und eine gute Übereinstimmung wurde festgestellt.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 12, 1987

C.Z. 622.692.48 : 620.119

Pavel, A. *Die strukturelle Gleichung der rissenden Korrosion*

Vorgestellt werden die allgemeinen Begriffe betreffend die rissende Korrosion und die entsprechende strukturelle Gleichung wurde bestimmt.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 12, 1987

C.Z. 621.656.3 : 622.276.53

Serban, C. *Theoretische und praktische Beitragungen zur Hydraulik der volumetrischen Triplexpumpen mit Tauchkolben 3 PG-20*

Der Artikel stellt in einer originalen Form das Problem des Flüssigkeitsdurchflussquerschnitts in einem Ventil vor. Der sich auf Rechenformeln basierende theoretische Teil kann an allen Tellerventilquerschnitten mit geneigter Lagefläche angewendet werden.

Mine, Petrol şi Gaze, vol. 38, nr. 12, 1987

Revista MINE, PETROL şi GAZE este editată de Oficiul de informare documentară pentru industria minieră, Bucureşti, Calea Victoriei 220, sector I, cod. 71104, C.P. 22—146, telefon 59.29.75.
Tiparul: Întreprinderea poligrafică „Informaţia", str. Brezoianu nr. 23—25, Bucureşti, c. 1644
Preţul: 13 lei/exemplar
Grafica A. Socaciu

Stabilirea portanței maxime și a forțelor de legătură aferente la susținerile mecanizate indigene

Dr. ing. **V. Zamfir**,
dr. ing. **N. Iliaș**,
ing. **I. Andraș**
Institutul de Mine Petroșani
ing. **Al. Cîrșot**
Preparația Coroești
dr. ing. **Al. Seroban**
C.C.S.I.T.U.M. Satu Mare, Filiala Petroșani

În lucrarea de față se urmărește determinarea portanței maxime și a forțelor aferente de legătură (reacțiuni), între elemente, la tipurile de susțineri mecanizate indigene, în scopul ușurării alegerii lor, pe de o parte, și dimensionării corecte, pe de altă parte.

Înainte de a trece la realizarea scopului de mai sus, este necesar a face o sistematizare a tipurilor de susțineri și a preciza anumite idei.

Clasificarea și sistematizarea structurilor secțiilor de susținere

Pentru calculele cinetostatice propuse prin titlu, considerăm că este importantă următoarea clasificare care împarte susținerile mecanizate în două categorii [29]:

— susțineri mecanizate cu scut articulat direct la talpă, din care, reprezentativ este modelul SMA-1, arătate în formă schematizată în figura 1;

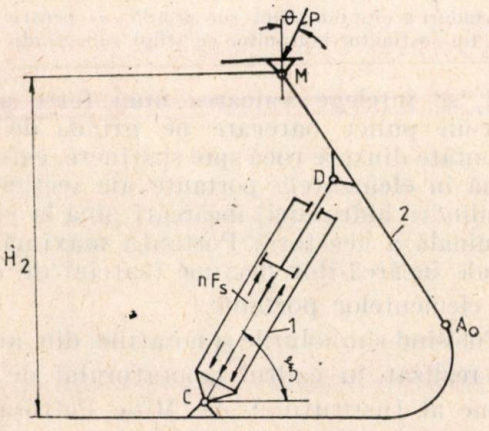


Fig. 1. Schema de principiu pentru susțineri cu scut articulat direct la talpă.

— susțineri mecanizate cu patrulater articulat de echidistanțare la front, care pot fi grupate în patru tipuri, în funcție de numărul și de poziționarea stîlpilor portanți și anume:

a) de tip susținător cu cilindru de colț și un rînd de doi stîlpi portanți sub grindă, din care există tipurile: SMA-2; SMA-P1H; SMA-P2H; SMA-PH1M; CMA-PL; CMA-2T; CMA-4L, arătate schematizat în figura 2*a*;

b) de tip susținător cu două rînduri a cîte doi stîlpi portanți plasați sub grindă, din care există tipurile: CMA-3; SMA-5H; SSP-240-25/35, schematizate în figura 2*b*;

c) de tip îngrăditor-susținător, cu grindă scurtă, din care reprezentativ este tipul CMA-2 (fig. 2*c*);

d) de tip susținător-îngrăditor cu cîte un rînd de doi stîlpi portanți sub grindă și sub scutul îngrăditor, din care există modelul CMA-2C (pentru lignit) (fig. 2*d*).

Mobilitatea sistemului

Orice susținere mecanizată este un sistem de rigide legate cu mobilitate zero, asigurată prin unul sau mai mulți cilindri (stîlpi) hidraulici considerați în cele ce urmează ca unități nedemontabile.

Secția de susținere poate fi considerată un mecanism plan a cărui mobilitate se calculează cu relația:

$$M_3 = 3m - 2C_5 - 1C_4, \qquad (1)$$

în care:

m reprezintă numărul de elemente mobile, inclusiv cilindrul hidraulic;

C_4, C_5 — numărul de legături între elementele susținerii cu două, respectiv o singură posibilitate de mișcare, independente, (de regulă $C_4 = 0$).

Aplicînd relația de mai sus la tipurile de susțineri din figurile 1 și 2, rezultă:

— pentru secția din figura 1 (SMA-1):

$m = 2(\overline{A_0D}$ și $\overline{CD})$; $C_5 = 3(A_0, D, C)$;

$C_4 = 0$, rezultă $M_3 = 0$;

— pentru modelul din figura 2*a* (SMA-2; SMA-P1H; SMA-P2H; SMA-PH1M; CMA-PL, CMA-2T; CMA-4L):

$m = 4(\overline{A_0A_1}, \overline{B_0B_1}, (B_1A_1MKED)$ și $\overline{NK})$

$C_5 = 6(A_0, B_0, A_1, B_1, N, K)$; $C_4 = 0$;

rezultă $M_3 = 0$;

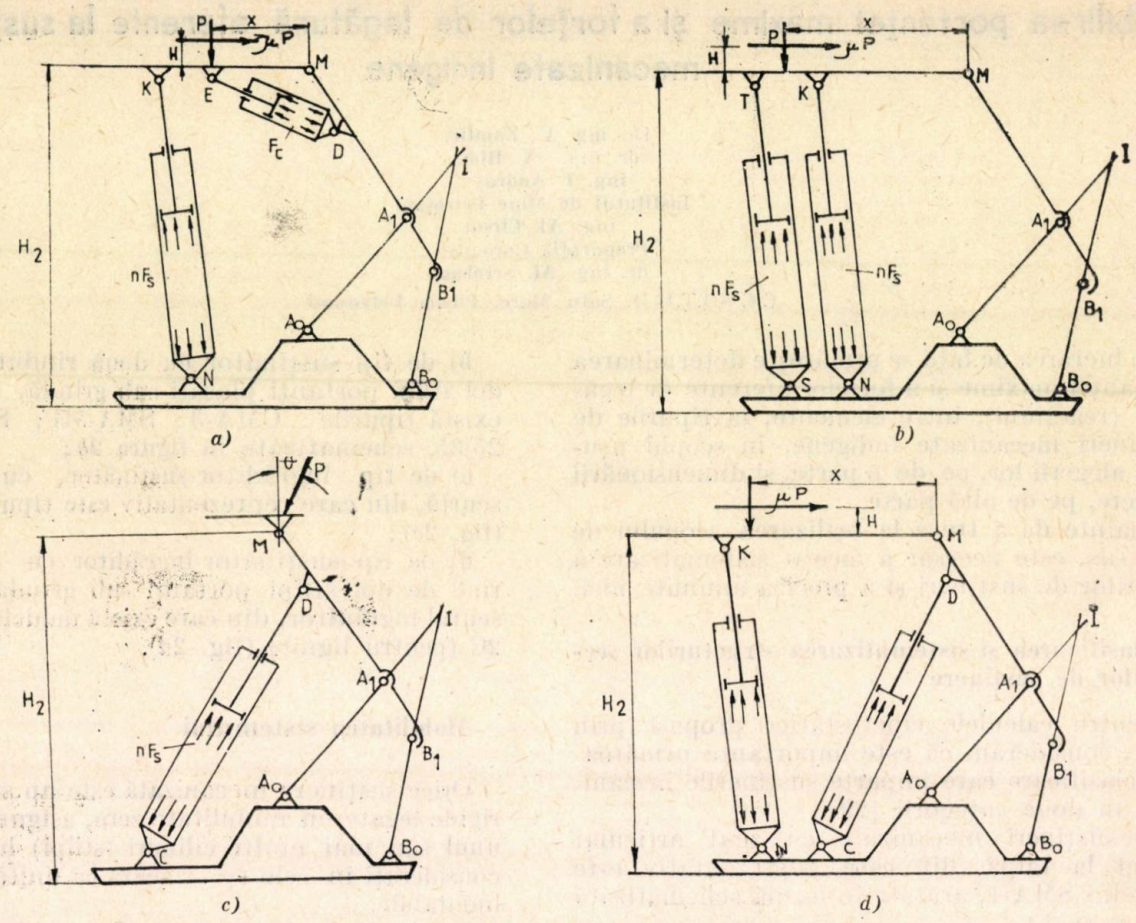


Fig. 2. Schema de principiu pentru susţineri cu patrulater articulat :
a—pentru susţineri cu cilindru de colţ ; *b*—pentru susţineri cu două rînduri a cîte doi stîlpi sub grindă ; *c*—pentru susţineri de tip îngrăditor-susţinător cu grindă scurtă ; *d*—pentru susţineri de tip susţinător-îngrăditor cu stîlpi sub grindă şi scut.

— pentru modelul din figura 2 *b* (CMA-3 ; SMA-5H ; SSP 125/35) :

$$m = 6(\overline{A_0A_1}, \overline{B_0B_1}, (B_1A_1M), \overline{MT}, \overline{NK}, \overline{ST});$$

$$C_5 = 9(A_0, B_0, B_1, A_1, M, K, T, N, S);$$

$C_4 = 0$; rezultă $M_3 = 0$;

— pentru modelul din figura 2 *c* (CMA-2) :

$$m = 4\,(\overline{A_0A_1}, \overline{B_0B_1}, (B_1A_1D), \overline{CD});$$

$$C_5 = 6(A_0, A_1, B_0, B_1, D, C); \quad C_4 = 0;$$

rezultă $M_3 = 0$;

— pentru modelul din figura 2 *d* (CMA-2C) :

$$m = 6(\overline{A_0A_1}; \overline{B_0B_1}, (B_1A_1M), \overline{CD}, \overline{NK}, \overline{MK});$$

$$C_5 = 9(A_0, B_0, A_1, B_1, D, M, K, C, N);$$

$C_4 = 0$; rezultă $M_3 = 0$.

Stabilirea portanţei şi a forţelor de legătură

Prin noţiunea de portanţă a unei secţii de susţinere mecanizate, aşa cum este considerată aici, se înţelege valoarea unei forţe aplicate într-un punct oarecare pe grinda de tavan, orientate dinspre rocă spre susţinere, care determină în elementele portante ale secţiei (stîlpi şi cilindri hidraulici) încărcări pînă la valoarea nominală a acestora. Portanţa maximă corespunde încărcărilor maxime (sarcini de cedare) ale elementelor portante.

Folosind simbolurile şi notaţiile din anexa 1, s-a realizat, în cadrul laboratorului de mecanisme al Institutului de Mine Petroşani, un algoritm general transcris în limbaj BASIC pentru microcalculatorul aMIC, cu ajutorul căruia au fost evaluate portanţa maximă şi forţele de legătură corespunzătoare între principalele elemente ale secţiei pentru toate modelele de susţineri indigene menţionate mai sus. În sistemul de forţe s-a considerat şi forţa de frecare dintre tavan şi grindă, prin convenţie cu semnul plus, cînd este îndreptată spre spaţiul exploatat, şi cu semnul minus, cînd este îndreptată spre front. Acest lucru este luat în considerare prin coeficientul de frecare : $-\mu$, $\mu = 0$ şi $+\mu$.

1. Pentru secţia de susţinere cu scut îngrăditor legat direct la talpă (SMA-1, fig. 1)

Sistemul de forţe este arătat în figura 3. Aici efectul frecării se consideră prin unghiul θ, cu valori cuprinse în intervalul $-30° \leqslant \theta \leqslant 30°$.

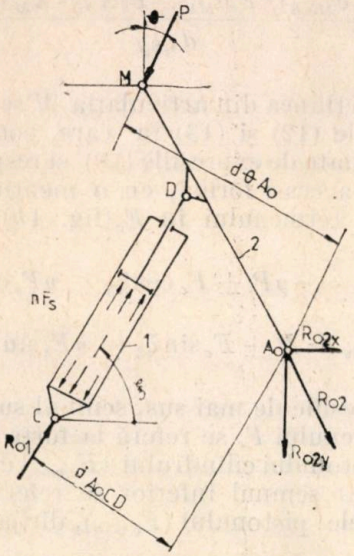


Fig. 3. Sistemul de forţe pentru susţineri cu scut articulat direct la talpă.

Din ecuaţia $\Sigma M_{A_0} = 0$, punînd $R_{0_1} = F_s$, rezultă portanţa P:

$$P = \frac{nF_s \cdot d_{A_0CD}}{d_{\theta A_0}}. \qquad (2)$$

Reacţiunea R_{02} se poate determina din ecuaţiile de proiecţii:

$$R_{02x} = -nF_s \cos \xi + P \sin \theta; \qquad (3)$$

$$R_{02y} = n\, F_s \sin \xi - P \cos \theta; \qquad (4)$$

$$|\bar{R}_{02}| = \sqrt{R_{02x}^2 + R_{02y}^2}. \qquad (5)$$

Acest tip de susţinere a fost studiat în [4; 7 şi 8].

2. Pentru secţia de susţinere cu patrulater articulat de echidistanţare din fig. 2 *a*, cu cilindrul de colţ (SMA-2, SMA-P1H, SMA-P2H, SMA-PH1M, CMA-2L, CMA-2T, CMA-4L)

Sistemul de forţe este arătat în figura 4.

Din ecuaţia de momente faţă de centrul instantaneu de rotaţie al bielei *3*, $\Sigma M_I = 0$, scrisă pentru întreaga susţinere, rezultă expresia generală a portanţei:

$$P = \frac{nF_s \cdot d_{INK}}{x + X_I - X_M + \mu C}. \qquad (6)$$

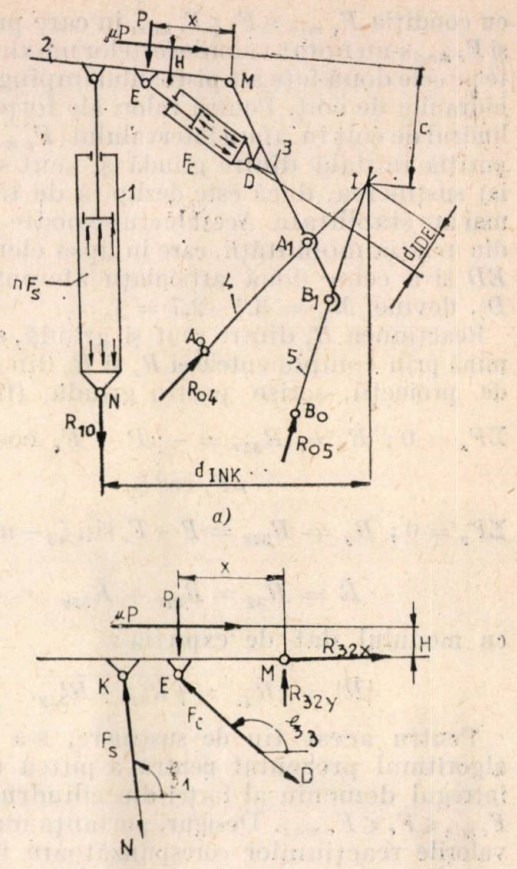


Fig. 4. Sistemul de forţe pentru susţinerî cu patrulater articulat şi cu cilindru de colţ.

Portanţa exprimată de relaţia (6) este dependentă de parametrul poziţional x, care se va determina o dată cu portanţa maximă, prin încercări, astfel ca $F_{c\,min} \leqslant F_c \leqslant F_{c\,max}$.

Pentru determinarea reacţiunilor R_{04} şi R_{05} se consideră ecuaţiile de momente faţă de articulaţiile B_1 şi respectiv A_1 pentru întreg sistemul:

$$\Sigma M_{B_1} = 0; \quad R_{04} = R_{43} =$$

$$= \frac{P[X_{B_1} - X_M + X - \mu(Y_I - Y_{B_1} - C)] - nF_s d_{B_1NK}}{d_{B_1(A_0I)}}, \qquad (7)$$

$$\Sigma M_{A_1} = 0; \quad R_{05} = R_{53} =$$

$$= \frac{P[\mu(Y_I - Y_{A_1} - C) - X_{A_1} + X_M - X] + nF_s d_{A_1NK}}{d_{A_1B_0I}}. \qquad (8)$$

Pentru a determina sarcina din cilindrul de colţ (cilindrul de colţ se asimilează cu o bară rigidă) se consideră echilibrul grinzii prin ecuaţia de momente faţă de punctul M, $\Sigma M_M = 0$ (fig. 4 *b*):

$$F_c = \frac{P(x - \mu H) - nF_s d_{M-NK}}{d_{MED}}, \qquad (9)$$

cu condiția $F_{c\,min} \leqslant F_c \leqslant F_{c\,max}$, în care prin $F_{c\,min}$ și $F_{c\,max}$ s-au notat valorile forțelor maxime reglate pe cele două fețe ale pistonului împingătorului hidraulic de colț. Pentru valori ale forței din cilindrul de colț în afara intervalului $(F_{c\,min}, F_{c\,max})$ poziția inițială dintre grindă și scut se strică, iar susținerea, dacă este dezlipită de tavan, nu mai are stabilitate. Acest lucru se poate constata din relația mobilității, care în lipsa elementului ED și a celor două articulații aferente (E și D), devine $M_3 = 3.5-2.7 = 1$.

Reacțiunea R, dintre scut și grindă, se determină prin componentele ei R_x și R_y din ecuațiile de proiecții, scrise pentru grindă (fig. 4 *b*) :

$$\Sigma F_x = 0\,;\; R_x = R_{32x} = -\mu P - F_c \cos\xi_3 - nF_s \cos\xi_1. \tag{10}$$

$$\Sigma F_y = 0\,;\; R_y = R_{32y} = P - F_c \sin\xi_3 - nF_s \sin\xi_1. \tag{11}$$

$$\bar{R} = \bar{R}_{32} = \bar{R}_{32x} + \bar{R}_{32y} \tag{12}$$

cu modulul dat de expresia :

$$|\bar{R}| = |\bar{R}_{32}| = \sqrt{R_{32x}^2 + R_{32y}^2}. \tag{13}$$

Pentru acest tip de susținere, s-a preferat algoritmul prezentat pentru a putea cuprinde întregul domeniu al forței din cilindrul de colț $F_{c\,min} \leqslant F_c \leqslant F_{c\,max}$. Desigur, portanța maximă și valorile reacțiunilor corespunzătoare între elemente se pot determina și astfel.

a. Se scrie ecuația $\Sigma M_I = 0$, pentru sistem (fig. 4 *a*) :

$$nF_s d_{INK} - P(X + X_I - X_M) + \mu P(Y_M - Y_I + H) = 0. \tag{14}$$

b. Se scrie ecuația de momente $\Sigma M_M = 0$, pentru grinda de tavan (fig. 4 *b*) :

$$P.X - \mu PH - nF_s d_{MNK} \pm F_c d_{MED} = 0. \tag{15}$$

c. Se înlocuiește RX din relația (14) cu expresia obținută din relația (15) și se obține expresia portanței maxime :

$$P = \frac{nF_s(d_{INK} - d_{MNK}) \pm F_c d_{MED}}{X_I - X_M - \mu(Y_M - Y_I)}. \tag{16}$$

d. Din ecuația (14), ținînd cont de relația (16), se obține expresia cotei punctului de aplicație X :

$$X = \frac{nF_s d_{MNK} \pm F_c d_{MED}}{P} + \mu H. \tag{17}$$

e. Din ecuația de momente față de articulația mobilă B_1, pentru întreg sistemul, $\Sigma M_{B_1} = 0$, rezultă reacțiunea R_{04} (fig. 4 *a*) :

$$R_{04} = R_{43} = \frac{nF_s(d_{MNK} - d_{B_1NK}) \pm F_c d_{MED} + P[X_{B_1} - X_M + \mu(Y_{B_1} - Y_M)]}{d_{B_1A_0I}}.$$

f. Din ecuația de momente față de articulația A_1, pentru întreg sistemul, $\Sigma M_{A_1} = 0$, rezultă reacțiunea R_{05} (fig. 4 *a*) :

$$R_{05} = R_{53} = \frac{nF_s(d_{A_1NK} - d_{MNK}) \pm F_c d_{MED} - P[X_{A_1} - X_M + \mu(Y_{A_1} - Y_M)]}{d_{A_1B_0I}}.$$

g. Reacțiunea din articulația M se determină cu relațiile (12) și (13) în care, componentele R_x și R_y, date de expresiile (10) și respectiv (11), vor avea aceeași formă, cu o mențiune asupra semnului termenului în F_c (fig. 4 *b*) :

$$R_{32x} = -\mu P \pm F_c \cos\xi_3 - nF_s \cos\xi\,; \tag{10'}$$

$$R_{32y} = P \pm F_c \sin\xi_3 - nF_s \sin\xi. \tag{11'}$$

În expresiile de mai sus, semnul superior din fața termenului F_c se referă la forța dezvoltată în fața pistonului cilindrului ($F_{c\,max}$) dirijată spre grindă, iar semnul inferior se referă la forța din spatele pistonului ($F_{c\,min}$), dirijată dinspre grindă.

3. Pentru modelul de tip susținător stivă, cu două rînduri, a cîte doi stîlpi sub grindă, (CMA-3, SMA-5H, SSP-240-25/35, fig. 2*b*)

Sistemul de forțe este arătat în figura 7. Se consideră, mai întîi, echilibrul grinzii explicitat prin următoarele ecuații de proiecție (fig. 5 *b*) :

$$\Sigma F_x = 0\,;\; F_{s1}\cos\xi_1 + F_{s2}\cos\xi_2 + \mu P + R_{32x} = 0 \tag{20}$$

$$\Sigma F_y = 0\,;\; F_{s1}\sin\xi_1 - F_{s2}\sin\xi_2 - P + R_{32y} = 0. \tag{21}$$

Din echilibrul scutului (elementul *3*, fig. 5 *c*), avînd în vedere că reacțiunile R_{43} și R_{53} au direcțiile barelor *4* și respectiv *5*, scris prin ecuația de momente față de centrul instantaneu I, $\Sigma M_I = 0$, se obține :

$$R_{23x} = \frac{R_{23y}(X_M - X_I)}{Y_M - Y_I}. \tag{22}$$

Înlocuind în (22), componentele $R_{32y} = -R_{23y}$, scoasă din ecuația (21) și apoi pe $R_{32x} = -R_{23x}$, în ecuația (20), se obține expresia portanței maxime, pentru acest tip de susținere :

$$P = \frac{n_1F_{s1}[\sin\xi_1(X_M - X_I) - \cos\xi_1(Y_M - Y_I)] + n_2F_{s2}[\sin\xi_2(X_M - X_I) - \cos\xi_2(Y_M - Y_I)]}{(X_M - X_I) + \mu(Y_M - Y_I)}. \tag{23}$$

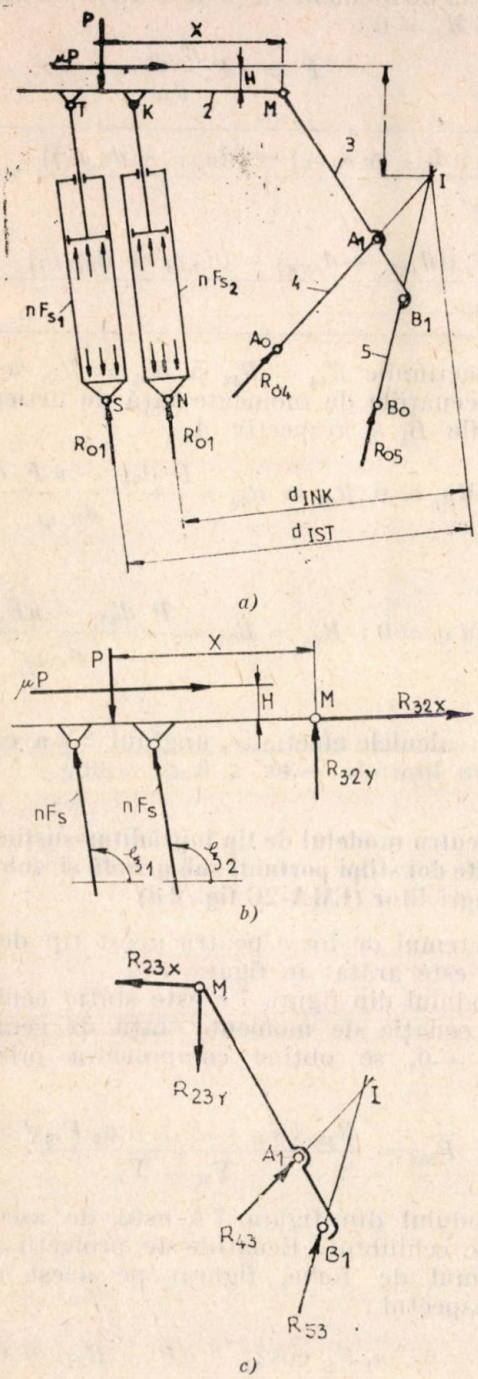


Fig. 5. Sistemul de forțe pentru susținere tip stivă (două rînduri a cîte doi stîlpi sub grindă).

Pentru cazul particular, $n_1 = n_2 = n$; $F_{s1} = F_{s2} = F_s$; $\xi_1 = \xi_2 = \xi$, expresia portanței P capătă aspectul:

$$P = \frac{2nF_s[\sin\xi(X_M - X_I) - \cos\xi(Y_M - Y_I)]}{(X_M - X_I) + \mu(Y_M - Y_I)} \quad (24)$$

Pentru a determina punctul de aplicație al portanței pe grindă, se consideră ecuația de momente față de centrul instantaneu I, pentru susținere, $\Sigma M_I = 0$ (fig. 5 *a*):

$$P[(X + X_I - X_M) - \mu P(Y_M - Y_I + H)] - n_1F_{s1}d_{IST} - n_2F_{s2}d_{INK} = 0. \quad (25)$$

De aici rezultă:

$$X = \frac{n_1F_{s1}d_{IST} + n_2F_{s2}d_{INK}}{P} + [X_M - X_I + \mu(Y_M - Y_I + H)]. \quad (26)$$

Cota X este considerată în raport cu articulația M dintre scut și grindă.

Pentru cazul $F_{s1} = F_{s2} = F_s$ și $n_1 = n_2 = n$, expresia cotei X devine:

$$X = \frac{nF_s(d_{IST} + d_{INK})}{P} + X_M - X_I + \mu(Y_M - Y_I + H). \quad (27)$$

Reacțiunile $R_{04} = R_{43}$ și $R_{05} = R_{53}$ se determină din ecuațiile de momente, pentru sistem, față de articulațiile mobile B_1 și respectiv A_1 (fig. 5 *a*):

$$\Sigma M_{B_1} = 0$$

$$R_{04} = R_{43} = \frac{P[X_{B_1} - X_I + \mu(Y_{B_1} - Y_I)] + n_1F_{s1}(d_{IST} - d_{AIST}) + n_2F_{s2}(d_{INK} - d_{BINK})}{d_{B_1A_0I}}. \quad (28)$$

$$\Sigma M_{A_1} = 0$$

$$R_{05} = R_{53} = \frac{P[X_{A_1} - X_I + \mu(Y_{A_1} - Y_I)] - n_1F_{s1}(d_{IST} - d_{A_1ST}) - n_2F_{s2}(d_{INK} - d_{B_1NK})}{d_{A_1B_0I}}. \quad (29)$$

Pentru cazul particular :

$F_{s1} = F_{s2} = F_s$; $n_1 = n_2 = n$,

expresiile pentru reacţiunile R_{43} şi R_{53} devin :

$$R_{04} = R_{43} = \frac{P[X_{B_1} - X_I + \mu(Y_{B_1} - Y_I)] + nF_s[(d_{IST} + d_{INK}) - (d_{B_1ST} + d_{B_1NK})]}{d_{B_1A_0I}} \cdot \quad (30)$$

$$R_{05} = R_{53} = \frac{P[X_{A_1} - X_I + \mu(Y_{A_1} - Y_I)] - nF_s[(d_{IST} + d_{INK}) - (d_{A_1ST} + d_{A_1NK})]}{d_{A_1B_0I}} \cdot \quad (31)$$

Reacţiunea din articulaţia M se determină prin intermediul componentelor R_{32x} şi R_{32y} (fig. 5 *b*) :

$$R_{32x} = -n_1F_{s1}\cos\xi_1 - n_2F_{s2}\cos\xi_2 - \mu P, \quad (32)$$

$$R_{32y} = -n_1F_{s1}\sin\xi_1 - n_2F_{s2}\sin\xi_2 + P. \quad (33)$$

Reacţiunea R_{32} se determină cu relaţia (13).

Pentru cazul particular $n_1 = n_2 = n$; $F_{s1} = F_{s2} = F_s$; $\xi_1 = \xi_2 = \xi$, expresiile componentelor R_{32x} şi R_{32y} devin :

$$R_{32x} = -2nF_s\cos\xi - \mu P, \quad (34)$$

$$R_{32y} = -2nF_s\sin\xi + P. \quad (35)$$

Acest tip de susţinere a fost studiat în detaliu în [11]*.

4. Pentru modelul de tip susţinător-îngrăditor, cu grindă scurtă (CMA-2, fig. 2 *c*)

Sistemul de forţe pentru acest tip de susţinere este arătat în figura 6.

Pentru acest tip de susţinere, portanţa P, considerată în articulaţia M sub diferite unghiuri θ faţă de verticală, se calculează prin ecuaţia de momente faţă de centrul instantaneu I, $\Sigma M_I = 0$:

$$P = nF_s\frac{d_{ICD}}{d_{\theta I}}. \quad (36)$$

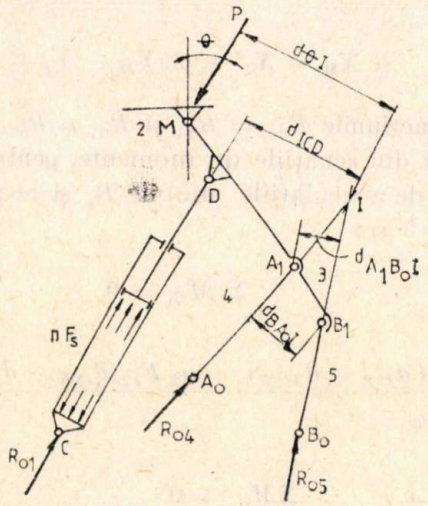


Fig. 6. Sistemul de forţe pentru susţineri de tip susţinător cu patrulater articulat şi grindă scurtă.

* YU, R. Q., Analysis of forces acting on shield and chock shield suports with lemniscate linkages.

Reacţiunile $R_{04} = R_{43}$ şi $R_{05} = R_{53}$ se obţin din ecuaţiile de momente faţă de articulaţiile mobile B_1 şi respectiv A_1 :

$$\Sigma M_{B_1} = 0; R_{04} = R_{43} = \frac{P \cdot d_{\theta B_1} - nF_s d_{B_1CD}}{d_{B_1A_0I}}, \quad (37)$$

$$\Sigma M_{A_1} = 0; \quad R_{05} = R_{53} = \frac{P \cdot d_{\theta A_1} - nF_s d_{A_1CD}}{d_{A_1B_0I}}. \quad (38)$$

În calculele efectuate, unghiul θ s-a considerat în limitele $-30° \leqslant \theta \leqslant +30°$.

5. Pentru modelul de tip îngrăditor-susţinător cu cîte doi stîlpi portanţi sub grindă şi sub scutul îngrăditor (CMA-2C fig. 2 *d*)

Sistemul de forţe pentru acest tip de susţinere este arătat în figura 7 *a*.

Modulul din figura 7 *c* este static echilibrat. Din ecuaţia de momente faţă de centrul I, $\Sigma M_I = 0$, se obţine componenta orizontală R_{23x} :

$$R_{23x} = \frac{R_{23y}(X_M - X_I) + n_2F_{s2}d_{ICD}}{Y_M - Y_I}. \quad (39)$$

Modulul din figura 7 *b* este, de asemenea, static echilibrat. Ecuaţiile de proiecţii pentru sistemul de forţe, figurat pe acest modul, au aspectul :

$$\Sigma F_x = 0; \quad n_1F_{s1}\cos\xi_1 + \mu P + R_{32x} = 0, \quad (40)$$

$$\Sigma F_y = 0; \quad n_1F_{s1}\sin\xi_1 - \mu P + R_{32y} = 0. \quad (41)$$

Din relaţia (41) se obţine :

$$R_{23y} = -R_{32y} = n_1F_1\sin\xi_1 - P \quad (42)$$

care, inlocuită în (39), conduce la :

$$R_{32x} = -R_{23x} = \frac{(P - n_1F_{s1}\sin\xi_1)(X_M - X_I) - n_2F_{s2}d_{ICD}}{Y_M - Y_I}. \quad (43)$$

Prin înlocuirea relației (43) în (40) se obține expresia portanței maxime :

$$P = \frac{n_1 F_{s1} (\cos \xi_1 (Y_M - Y_I) + \sin \xi_1 (X_M - X_I)) + n_2 F_{s2} d_{ICD}}{X_M - X_I + \mu (Y_M - Y_I)}.$$

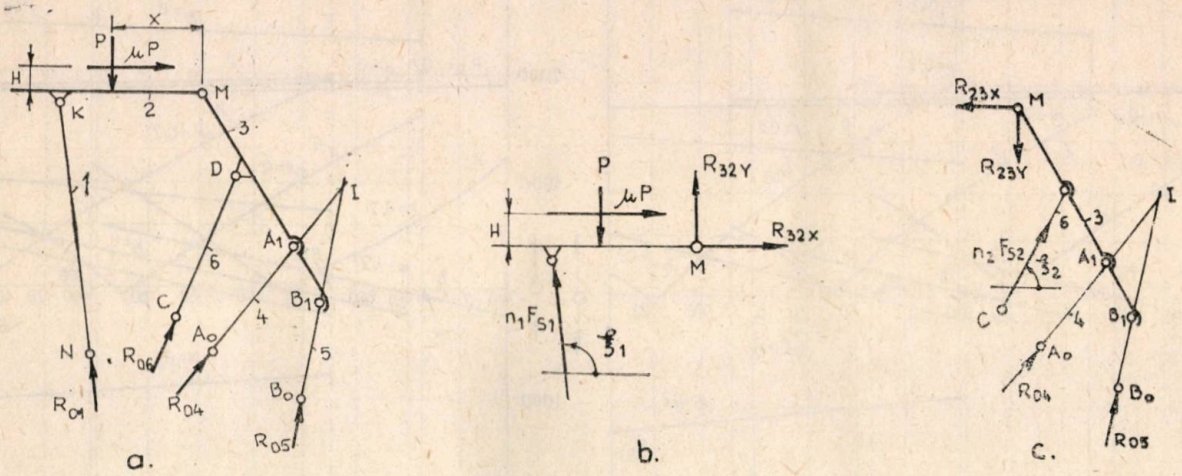


Fig. 7. Sistemul de forțe pentru susțineri de tip susținător-îngrăditor cu stîlpi sub grindă și scut.

Pentru determinarea punctului de aplicație al portanței maxime pe grindă, se folosește ecuația de momente față de centrul instantaneu I, $\Sigma M_I = 0$, pentru susținere (fig. 7 *a*) :

$$X = \frac{n_1 F_{s1} d_{INK} + n_2 F_{s2} d_{ICD}}{P} - (X_I - X_M). \tag{45}$$

Reacțiunile $R_{04} = R_{43}$ și $R_{05} = R_{53}$ se obțin, așa cum s-a procedat mai sus, din ecuațiile de momente față de punctele B_1 și respectiv A_1, scrise pentru întregul sistem material (fig. 7 *a*) :

$$R_{04} = R_{43} = \frac{n_1 F_{s1} (d_{INK} - d_{B_1NK}) + n_2 F_{s2} (d_{ICD} - d_{B_1CD}) - P[X_I - X_{B_1} + \mu (Y_M - Y_{B_1} + H)]}{d_{B_1A_0I}}, \tag{46}$$

$$R_{05} = R_{53} = \frac{n_1 \cdot F_{s1} (d_{A_1NK} - d_{INK}) + n_2 F_{s2} (d_{A_1CD} - d_{ICD}) + P[X_I - X_{A_1} - \mu (Y_M - Y_{A_1} + H)]}{d_{A_1B_0I}}. \tag{47}$$

Reacțiunea din articulația M se determină prin componentele R_{32x} și R_{32y} date de expresiile (43), respectiv (42), cu relația (13).

Și acest tip de susținere este prezentat în detaliu în [11]*.

Exemplificări

Pentru exemplificarea celor de mai sus, prezentăm în cele ce urmează rezultatele calculelor cinetostatice pentru susținerile mecanizate de tip susținător cu cilindru de colț SMA-2 și susținerea prototip de tip susținător, cu două rînduri a cîte doi stîlpi portanți, pentru strate groase ($H = 3-5{,}5$ m).

Susținerea SMA-2 este de tipul susținător, cu cilindru de colț și un rînd cu doi stîlpi portanți sub grindă.

Așa cum s-a menționat mai sus, cilindrul de colț are menirea de a poziționa grinda față de scut și totodată de a realiza „determinarea" sistemului. Este ușor de observat că sistemul material (susținerea) este static determinat numai în prezența funcției cilindrului de colț, ca și cum cilindrul de colț ar fi o grindă rigidă, nedeformabilă. Prezența funcției cilindrului de colț realizează rigidizarea elementelor grindă și scut.

Portanța P s-a determinat cu relația (6), reacțiunile din articulațiile mobile A_1 și B_1 (R_{43} și respectiv R_{53}) s-au calculat cu relațiile (7) și (8), forța din cilindrul de colț, F_c (considerat bară rigidă), cu relația (9), iar reacțiunea din articulația M, notată cu R, cu relațiile (10), (11) și (13), toate în funcție de cota X, considerată ca variabilă, și înălțimea de lucru H_2 a susținerii. În figurile 8 *a*, *b*, *c* sînt pre-

* Ibidem

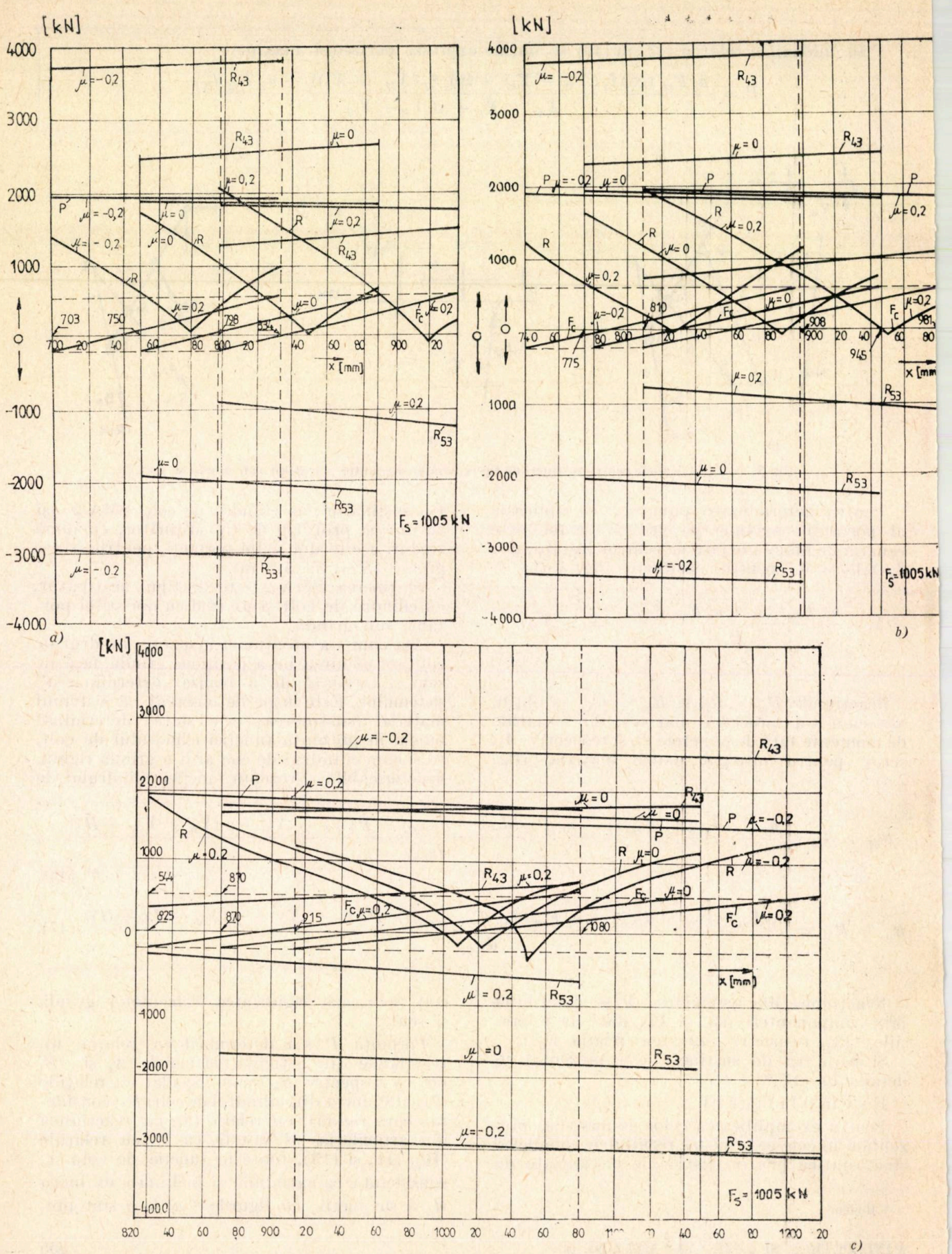


Fig. 8. Diagramele portanței și forțelor de legătură pentru susținerea cu patrulater articulat și cu cilindru de colț: *a* — pentru înălțimea de lucru minimă $H_{2\,min} = 2\,091{,}91$ mm; *b* — pentru înălțimea de lucru medie $H_{2\,med} = 2\,696{,}57$ mm; *c* — pentru înălțimea de lucru $H_{2\,max} = 3\,133{,}02$ mm.

zentate diagramele portanței, forței din cilindrul de colț și reacțiunile R_{43}, R_{53} și R_{32}, pentru trei înălțimi de lucru : $H_{min} = 2\,000$ mm ; $H_{med} = 2\,600$ mm și $H_{max} = 3\,200$ mm.

Din diagrame rezultă următoarele :

— variația forțelor, cu excepția reacțiunii din articulația M, poate fi considerată liniară ;

— portanța este ușor descrescătoare cu creșterea lui X, pentru toate cele trei înălțimi de lucru considerate ;

— reacțiunea R_{43} este pozitivă și crescătoare în raport cu X și descrescătoare în raport cu H_2 ;

— reacțiunea R_{53} este negativă și descrescătoare în raport cu X și crescătoare (descrescătoare în valoare absolută) în raport cu H_2 ;

— domeniul portanței nominale este delimitat de domeniul forței din cilindrul de colț, $F_{c\,min} \leqslant F_c \leqslant F_{c\,max}$, și de sensul forței de frecare dintre grindă și tavan, așa după cum urmează :

• pentru înălțimea minimă $H_2 = H_{min} = 2\,091{,}91$ mm ; $\alpha = 40{,}185°$ (fig. 8 *a*) :

$X = (739 \ldots 844)$ mm, pentru $\mu = -0{,}2$,

$X = (750 \ldots 884)$ mm, pentru $\mu = 0$,

$X = (798 \ldots 934)$ mm, pentru $\mu = +0{,}2$;

• pentru înălțimea medie $H_2 = H_{med} = 2\,696{,}57$ mm ; $\alpha = 56{,}875°$ (fig. 8 *b*) :

$X = (739 \ldots 908)$ mm, pentru $\mu = -0{,}2$,

$X = (775 \ldots 945)$ mm, pentru $\mu = 0$,

$X = (810 \ldots 981)$ mm, pentru $\mu = +0{,}2$;

• pentru înălțimea maximă de lucru $H_2 = H_{max} = 3\,133{,}02$ mm, $\alpha = 68{,}875°$ (fig. 8 *c*) :

$X = (825 \ldots 1\,075)$ mm, pentru $\mu = -0{,}2$,

$X = (870 \ldots 1\,145)$ mm, pentru $\mu = 0$,

$X = (915 \ldots 1\,220)$ mm, pentru $\mu = +0{,}2$.

Sensul frecării dintre grindă și tavan, considerat prin semnul coeficientului de frecare μ, are următoarea influență.

A s u p r a p o r t a n ț e i

Cînd forța de frecare este îndreptată spre spațiul exploatat (μ, pozitiv), portanța este favorizată, iar în cazul cînd forța de frecare este îndreptată spre front (μ, negativ), este defavorizată ; cantitativ această influență este dependentă de valoarea coeficientului de frecare și de înălțimea de lucru a susținerii (ușoară creștere a influenței frecării cu creșterea înălțimii de lucru).

A s u p r a f o r ț e i d i n c i l i n d r u l d e c o l ț

Forța din cilindrul de colț, crescătoare cu cota X, este mai mare pentru μ negativ și mai mică pentru μ pozitiv, influența fiind descrescătoare cu creșterea înălțimii.

A s u p r a r e a c ț i u n i i R_{43}

Reacțiunea R_{43}, pozitivă și ușor crescătoare cu cota X, este mai mare pentr μ negativ și mai mică pentru μ pozitiv, diferența fiind descrescătoare cu creșterea înălțimii de lucru.

A s u p r a r e a c ț i u n i i R_{53}.

Reacțiunea R_{53}, negativă și ușor crescătoare în valoare absolută în raport cu cota X, este mai mare, în valoare absolută pentru μ negativ, și mai mică pentru μ pozitiv.

A s u p r a r e a c ț i u n i i R_{32}

Reacțiunea din articulația M, R_{32}, este descrescătoare pentru o primă parte a cotei X (această valoare a cotei X este crescătoare pentru valori ale lui μ de la negativ la pozitiv) și apoi este crescătoare pe cea de-a doua parte a cotei X (diagrame în formă de V cu laturi inegale, decalate în raport cu cota X, descrescător în raport cu înălțimea de lucru).

Din diagramele prezentate în figurile 8 *a*, *b*, *c* se poate desprinde un domeniu comun pentru cota X al celor trei cazuri date de semnul și valoarea coeficientului de frecare μ ($\mu = -0{,}2$; 0 ; $+0{,}2$) pentru fiecare din cele trei înălțimi de lucru ale susținerii, așa după cum urmează :

— pentru cota minimă, $H_2 = H_{2\,min} = 2\,091{,}91$ mm ; $\alpha = 40{,}185°$:

$$X = (738 \ldots 783) \text{ mm} ;$$

— pentru cota medie, $H_2 = H_{2med} = 2\,696{,}57$ mm ; $\alpha = 56{,}875°$:

$X = (810 \ldots 908)$ mm ;

— pentru cota maximă, $H_2 = H_{2\,max} = 3\,133{,}02$ mm ; $\alpha = 68{,}875°$:

$$X = (915 \ldots 1\,080) \text{ mm},$$

adică cu creșterea înălțimii de lucru, crește domeniul cotei X în care susținerea este static determinată, indiferent de sensul forței de frecare.

Cazul susținerii prototip pentru strate groase ($H = 3{,}0 - 5{,}5$ *m*)

Susținerea pentru strate groase, în stadiu de prototip, este destinată exploatării stratelor de cărbune cu grosimi pînă la 5,5 m și este de tipul susținător-stivă, cu două rînduri a cîte doi stîlpi , sub grindă (asemănătoare cu SMA-5H, dar fără module intermediare pentru suprainălțare).

În cazul acestui tip de susținere, au fost trasate diagramele portanței maxime P, determinată cu relația (24), reacțiunilor $R_{04} = R_{43}$, $R_{05} = R_{53}$ și R_{32} cu relațiile (30), respectiv (31), (34), (35) în figura 9, precum și diagramele cotei X determinată cu relația (27) în funcție de înălțimea de lucru pe intervalul $4\text{m} \leqslant H_2 \leqslant 5{,}5$ m și de coeficientul de frecare μ ($\mu = -02$; 0 ; $+ 0{,}2$) (fig. 10).

Din diagramele prezentate în figura 9 se deduc următoarele :

— portanța P este puțin influențată de sensul forței de frecare pînă la cota de 5 180 mm, zonă pentru care diagramele portanței sînt

aproximativ paralele cu axa absciselor și aranjate, în ordine crescătoare valorică, pentru valori ale lui μ de la negativ la pozitiv; la cota

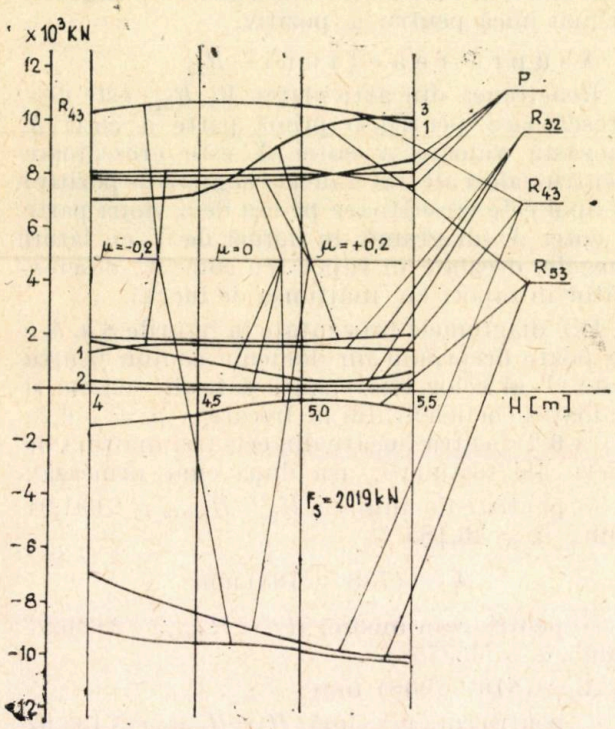


Fig. 9. Diagramele portanței și a forțelor de legătură pentru susținerea prototip de tip stivă, pentru strate groase.

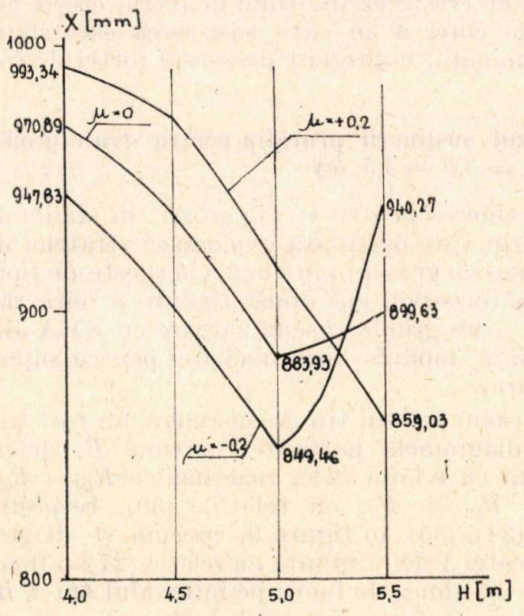


Fig. 10. Diagramele de variație ale poziției portanței pe grindă (cota X) cu înălțimea de lucru.

5 180 mm (punct corespunzător unei inflexiuni în traiectoria punctului M), diagramele portanței se intersectează, cea corespunzătoare lui μ negativ coboară, iar cea corespunzătoare lui μ pozitiv urcă, diferențele dintre ele crescînd relativ rapid;

— reacțiunea R_{43} are alură ușor neliniară cu concavitatea spre ordonata negativă și valori pozitive mari, pentru $\mu = -0{,}2$, neliniară cu concavitatea spre ordonata negativă, cu valori pozitive mici pentru $\mu = 0$, ușor neliniară, cu concavitatea spre ordonata pozitivă, cu valori negative cu modul mare; sensul și valoarea forței de frecare influențează puternic reacțiunea R_{43};

— reacțiunea R_{53}, ca și reacțiunea R_{43}, este influențată puternic de sensul și valoarea forței de frecare; ea are alură neliniară, mai ales pe porțiunea $H_2 = 4{,}5-5{,}5$ m cu concavitatea spre ordonata negativă și valori mari pozitive pentru $\mu = +0{,}2$; neliniară, cu concavitatea spre ordonata negativă cu valori negative de modul mic pentru $\mu = 0$; ușor neliniară, cu concavitatea spre ordonata pozitivă, cu valori negative de modul mare;

— reacțiunea din articulația M, R_{32}, are diagramele aproximativ liniare și paralele cu axa absciselor, toate au valori pozitive, mici în comparație cu portanța la circa 1/4 din aceasta pentru $\mu = -0{,}2$ și $+0{,}2$ și foarte mici (apropiate de zero) pentru $\mu = 0$.

Din diagramele cotei X, prezentate în figura 10, rezultă că punctul de aplicație al portanței maxime este variabil în raport cu înălțimea și cu sensul și valoarea forței de frecare astfel:

— pentru $\mu = +0{,}2$, valoarea cotei X este descrescătoare cu creșterea înălțimii de lucru; pentru cazul considerat 4,0 m $\leqslant H_2 \leqslant$ 5,5 m valoare ce variază de la 993,34 mm pentru $H_2 = 4{,}0$ m la 859,03 pentru $H_2 = 5{,}5$ m;

— pentru $\mu = 0$, valoarea cotei X este descrescătoare pe porțiunea 4 m $\leqslant H \leqslant$ 5,0 m, după care are o creștere (pentru $H = 4$ m, X=970,89 mm; pentru H =5 m, X=883,93 mm; pentru $H = 5{,}5$ m, $X = 899{,}65$ mm);

— pentru $\mu = -02$, valoarea cotei X este puternic descrescătoare pe porțiunea 4 m $\leqslant H_2 \leqslant$ 5,0 m și puternic crescătoare pentru porțiunea 5,0 m $\leqslant H_2 \leqslant$ 5,5 m (pentru H_2=4 m, X= = 947,83 mm; pentru $H_2 = 5{,}0$ m, X = =849,46mm; pentru H_2=5,5m, X=940,27 mm).

Desigur comentariile prezentate pe exemplificările de mai sus sînt mai mult sau mai puțin complete, ele depinzînd de scopurile și cerințele celui interesat în problemă.

Modelele de calcul prezentate vin în sprijinul inginerilor și tehnicienilor care proiectează și exploatează susțineri mecanizate, pentru evaluări rapide și corecte ale sistemului de forțe pe structura unei secții de susținere mecanizată, în funcție de condițiile concrete ale locului unde aceste structuri sînt folosite.

Apendix

În relațiile prezentate mai sus au fost folosite mărimi geometrice poziționale care trebuie

determinate în fazele anterioare de sinteză și analiză cinematică. Pentru unele dintre ele prezentăm relațiile de definire [27; 29].

1. Coordonatele articulațiilor A_1 și B_1:

$$X_{A_1} = X_{A_0} + A_0A_1 \cos \alpha, \quad (A1)$$

$$Y_{A_1} = Y_{A_0} + A_0A_1 \sin \alpha, \quad (A2)$$

$$X_{B_1} = X_{A_1} + A_1B_1 \cos \varphi, \quad (A3)$$

$$Y_{B_1} = Y_{A_1} + A_1B_1 \sin \varphi, \quad (A4)$$

în care:

$$\varphi = \zeta - \Omega, \quad (A5)$$

$$\zeta = \arccos \frac{A_1B_0^2 + A_1B_1^2 - B_0B_1^2}{2A_1B_0 \cdot A_1B_1}, \quad (A6)$$

$$\Omega = \operatorname{arc\,tg} \frac{Y_{A_1} - Y_{B_0}}{X_{A_1} - X_{B_0}}, \text{ pentru } X_{A_1} < X_{B_0} \quad (A7)$$

$$\Omega = \frac{\pi}{2}, \text{ pentru } X_{A_1} = X_{B_0}, \quad (A8)$$

$$\Omega = \pi - \operatorname{arc\,tg} \frac{Y_{A_1} - Y_{B_0}}{X_{A_1} - X_{B_0}}, \text{ pentru } X_{A_1} > X_{B_0}. \quad (A9)$$

2. Coordonatele articulației M:

$$X_M = X_{A_1} + A_1M \cos (\gamma + \varphi), \quad (A10)$$

$$Y_M = Y_{A_1} + A_1M \sin (\gamma + \varphi), \quad (A11)$$

în care:

$$\gamma = \arccos \frac{A_1M^2 + A_1B^2 - B_1M^2}{2A_1M \cdot A_1B_1}. \quad (A12)$$

3. Coordonatele centrului instantaneu I:

$$X_I = \frac{R_1 - R_2}{R_3 - R_4}, \quad (A13)$$

$$Y_I = R_4 \cdot X_I + R_1, \quad (A14)$$

în care:

$$R_1 = \frac{X_{A_1} - Y_{A_0} - X_{A_0} \cdot Y_{A_1}}{X_{A_1} - X_{A_0}},$$

$$R_2 = \frac{X_{B_1} \cdot Y_{B_0} - X_{B_0} \cdot Y_{B_1}}{X_{B_1} - X_{B_0}},$$

$$R_3 = \frac{Y_{B_1} - Y_{B_0}}{X_{B_1} - X_{B_0}},$$

$$R_4 = \frac{Y_{A_1} - Y_{A_0}}{X_{A_1} - X_{A_0}}.$$

4. Unghiul de pantă pentru stîlpii NK, ST și cilindrul de colț ED:

$$\xi_1 = \operatorname{arc\,tg} \frac{Y_K - Y_N}{X_K - X_N}; \quad \xi_2 = \operatorname{arc\,tg} \frac{Y_T - Y_S}{X_T - X_S}, \quad (A15)$$

$$\xi_3 = \operatorname{arc\,tg} \frac{Y_E - Y_D}{X_E - X_D}.$$

5. Distanțele d_{MED}, d_{MNK}, d_{MST}, d_{IED}, d_{INK}, d_{IST}, d_{ICD}, d_{A_0CD}, d_{A_1NK}, $d_{A_1B_0I}$, d_{A_1ST}, d_{B_1NK}, $d_{B_1A_0I}$, d_{B_1ST} se calculează după următorul model (distanța de la punctul I la direcția AB oarecare):

$$d_{IAB} = \frac{|X_I(Y_A - Y_B) - Y_I(X_A - X_B) + X_AY_B - X_BY_A|}{\sqrt{(X_A - X_B)^2 + (Y_A - Y_B)^2}}. \quad (A16)$$

Anexa 1

Lista notațiilor folosite

α — unghiul de poziționare a laturii A_0A_1, față de sensul pozitiv al axei ox, considerat ca parametru independent, cu valori $\alpha_{min} \leqslant \alpha \leqslant \alpha_{max}$;
β — complementul unghiului de pantă pentru latura A_0B_0;
$\varkappa$ — unghi auxiliar format între laturile A_1B_0 și A_1B_1;
Ω — complementul unghiului de pantă pentru direcția B_0A_1 (unghi auxiliar);
γ — unghiul obtuz din triunghiul de biela;
φ — unghiul de pantă pentru latura A_1B_1;
δ — unghiul de pantă pentru latura B_0B_1;
ξ_1, ξ_2 — unghiul de pantă al direcției stîlpilor NK și ST;
ξ_3 — unghiul de pantă al direcției cilindrului de colț DE;
θ — unghiul direcției de acționare a portanței față de verticala punctului de aplicație;
μ — coeficient de frecare între grindă și tavan;
X_{A_0}, Y_{A_0}, X_{B_0}, Y_{B_0} — coordonatele articulațiilor fixe;
X_{A_1}, Y_{A_1}, X_{B_1}, Y_{B_1} — coordonatele articulațiilor mobile;
X_M, Y_M — coordonatele articulațiilor dintre grindă și scutul îngrăditor (punctul de bielă cu traiectorie aproximativ liniară și verticală);
X_I, Y_I — coordonatele centrului instantaneu de rotație al bielei;
$X_N, Y_N, X_S, Y_S, X_C, Y_C$ — coordonatele articulațiilor stîlpilor portanți, la talpa susținerii;

$X_K, Y_K, X_T, Y_T, X_D, Y_D$ — coordonatele articulațiilor stîlpilor portanți la scuturi;

X_E, Y_E — coordonatele articulației cilindrului de colț la grindă;

X_D, Y_D — coordonatele articulației cilindrului de colț la scutul îngrăditor;

H — grosimea grinzii considerată de la fața de contact cu roca de acoperiș la axa bolțului articulației M;

d_{INK}, d_{ICD}, d_{IST} — distanțele de la centrul instantaneu I la direcțiile stîlpilor NK, CD și respectiv ST;

d_{A_1NK}, $d_{A_1B_0I}$, d_{A_1CD}, d_{A_1ST} — distanțele de la articulația mobilă A_1 la direcțiile NK, B_0I, CD și respectiv ST;

d_{B_1NK}, $d_{B_1A_0I}$, d_{A_1CD}, d_{A_1ST} — distanțele de la articulația mobilă B_1 la direcțiile NK, B_0I, CD și respectiv ST;

d_{0I}, d_{0A_1}, d_{0B_1}, d_{0B_0} — distanțele de la punctele I, A_1, B_1 și respectiv A_0 la direcția portanței;

P — portanța susținerii, considerată ca sarcină concentrată pe grindă;

F_s — forța de cedare a stîlpului de susținere;

F_c — forța din cilindrul de colț;

R_{43} — reacțiunea dintre elementele *3* și *4*;

R_{53} — reacțiunea dintre elementele *3* și *5*;

R_{01}, R_{04}, R_{05} — reacțiuni între talpă și elementele *1* (stîlp), *4* și respectiv *5* (barele interioară și respectiv exterioară a mecanismului patrulater);

$\bar{R} = \bar{R}_x + \bar{R}_y$ — reacțiunea din articulația M, dintre grindă și scutul îngrăditor;

$\bar{R}_{02} = \bar{R}_{02x} + R_{02y}$ — reacțiunea între talpă și elementul îngrăditor (numai pentru tipul de susținere cu scutul îngrăditor articulat direct la talpă);

X — distanța (considerată veriabilă) punctului de aplicare a portanței pe grindă față de articulația M dintre grindă și scutul îngrăditor;

H_2 — înălțimea de lucru a susținerii (considerată variabilă între limitele $H_{min} \leqslant H_2 \leqslant H_{max}$).

n — numărul de stîlpi portanți dintr-un rînd.

Bibliografie

[1] Coculescu, M. *Cercetări privind regimul de presiune în abatajele minelor de lignit din Oltenia.* Mine, Petrol și Gaze, nr. 6, 1982.

[2] Fotă, D., Medveș, F., Nicolescu, C., Petrescu, A. *Calculul portanței susținerilor pentru galerii și corelarea acestora cu starea de tensiuni din jurul lucrărilor miniere.* Mine, Petrol și Gaze, nr. 7, 1985.

[3] Fotă, D., Medveș, F., Nicolescu, C., Petrescu, A. *Estimarea regimului de presiuni și convergențe din lucrările miniere orizontale ale principalelor bazine carbonifere din țară.* Mine, Petrol și Gaze, nr. 6, 1985.

[4] Iliaș, N., Surulescu, D., Bogdan, Al., Batizan-Bogdan, M., Cărăguț, S. *Metodologie de determinare a stării de maximă solicitare la susținerile mecanizate cu element îngrăditor articulat direct la talpă.* Mine, Petrol și Gaze, nr. 7, 1981.

[5] Bătăcui, C., Căprioru, D. *Cercetări privind perfecționarea și modernizarea susținerilor mecanizate din abatajele cu front lung din minele Combinatului minier Oltenia.* Mine, Petrol și Gaze, nr. 7, 1981.

[6] Matacă, E., Mihăiță, Gh., Buică, V. *Gradul de dificultate al tehnologiei de abataj,* Mine, Petrol și Gaze, nr. 4, 1983.

[7] Iliaș, N., Surulescu, D., Bogdan, Al. *Determinarea stării de maximă solicitare la susținerea mecanizată SMA-1 în condițiile stratului 3 din Valea Jiului.* Mine, Petrol și Gaze, nr. 2, 1982.

[8] Constantinescu, I., Iliaș, N., Bogdan, Al. *Stabilirea unor parametri constructivi ai susținerilor mecanizate cu ajutorul nomogramelor.* Mine, Petrol și Gaze, nr. 10, 1983.

[9] Bocsánczy, I., Nanasi, T. *Az önjaro biztositóberendezesek egyensúlyi viszonyainak néhány kérdése,* Banyaszat, nr. 11, 1984.

[10] Irresberger, H. *Susțineri mecanizate mai simple, mai ușoare.* Glückauf, nr. 19, 1983.

[11] * * * Journal of Mines, Metals & Fuels, Special Issue on Longwale Mining, March, 1985 p. 13—19.

[12] Arioglu, E., Yüksel, A. *Design curves for hydraulic face supports.* Jour. of Mines, Metals & Fuels, April-May, 1984.

[13] Oldershausen, N., Frhr, V. *Strata control and subsidance Problems of mastering geological conditions with powered supports in flat and deep deposits.* Journ. of Mines, Metals & Fuels, March, 1984.

[14] Matacă, E. *Complexe mecanizate de abataj.* Ed. tehnică, București, 1977.

[15] Dokukin, A. V. Susțineri miniere la expoziția „Ugoli '83". Ugoli, nr. 12, 1983.

[16] Popescu, Al. *Asupra unor probleme ale dirijării presiunii miniere la exploatarea stratului 3 în Valea Jiului.* Teză de doctorat, Institutul de Mine Petroșani, 1971.

[17] Stanciu, V. *Studiul posibilităților de introducere a susținerii mecanizate în condițiile stratului 3 din Valea Jiului.* Teză de doctorat, Institutul de Mine Petroșani, 1974.

[18] Budirky, S. ș.a. *Soucinnost mehanizované výztuže s nadložin velmi mocné sloje.* Uhli, nr. 1, 1981, p. 14—17,

[19] Natan, O. *Quantitative theory for roof control in longwall faces near the surface.* Erzmetall, vol. 28., nr. 5, 1975, p. 225—228.

[20] Irresberger, H. *Strata control in faces and road at deep levels.* Glückauf, nr. 5, 1980, p. 195—200.

[21] Iacobi, O. *The strata Control System-retrospect and prospects.* Glückauf, nr. 20, 1980, p. 1 155—1 165.

[22] Hahn, L., Irresberger, H. *Novelties and Trends in Faces Supports Prezented at the International Mining Exhibition* 1976. Glückauf, nr. 18, sep. 1976.

[23] Matasuda, N., Kitada, N., Nakajinea, S. *Japanese Experence with shield Supports in inclined Longwall warkings.* Glückauf nr. 13, july 1976.

[24] Whittaker, N. B. *An Appraisal of Strata Control Practice.* The Min. Eng. nr. 166, oct. 1974.

[25] Ashwin, P. D. *Some Fonndamental Aspects of Face Powered Support Design.* The. Min. Eng., aug. 1970.

[26] * * * *Selection of Hydraulic Face Supports relation to Seam Thickness, Geological Conditions and Roof Pressure,* Documentație Westfalia Lünen.

[27] Zamfir, V., Iliaș, N., Andraș, I. *Analiza pozițională a secțiilor de susținere mecanizate.* Mine, Petrol și Gaze, nr. 1, 1987.

[28] Iliaș, N., Zamfir, V., Kelemen, I. *Stadiul actual al realizărilor privind susținerile mecanizate în România.* Mine, Petrol și Gaze, nr. 11, 1986.

[29] Zamfir, V., Iliaș, N., Andraș, I., Popescu, I. *Sinteza pozițională a mecanismului patrulater director din componența secțiilor de susținere mecanizate.* Mine, Petrol și Gaze, nr. 3, 1987.

Noi realizări privind combaterea prafului la operațiile de perforare, încărcare și transport mecanizat

Ing. L. Kovacs, ing. P. Bitir, ing. S. Simion
C.C.I.T.P.S.M. Petroșani

Majoritatea operațiilor tehnologice din subteran sînt surse generatoare de praf. Dintre acestea, se detașează operațiile de perforare, încărcare și transport mecanizat.

Cercetările efectuate de Centrul de cercetări, inginerie tehnologică și proiectări pentru securitate minieră Petroșani au vizat găsirea unor astfel de soluții tehnice încît, prin aplicarea unor simple dispozitive, să se reducă în măsură mai mare gradul de prăfuire, comparativ cu procedeele actuale de combatere a prafului.

Avantajele aplicării acestor dispozitive sînt :

— ușurarea activității minerului legată de combaterea prafului ;

— optimizarea consumului de apă în subteran.

În continuare se vor prezenta aceste realizări în vederea introducerii și generalizării lor în lucrările miniere subterane.

La operația de perforare a găurilor de mină, *Normele de protecția muncii* prevăd perforarea cu injectarea apei,captarea uscată sau cu spumă.

Pentru realizarea unei captări eficiente a prafului la perforajul umed, se va aplica perforajul umed normalizat. Acesta presupune, printre altele, următoarele măsuri :

- perforarea găurilor va fi începută umed, folosind jumătate din presiunea aerului comprimat ;
- menținerea presiunii apei cu 0,5—1 at. sub presiunea aerului comprimat ;
- asigurarea unui debit de apă de 2—4 l/min.

Reglarea presiunii și a debitului de apă pentru respectarea măsurilor enumerate se realizează manual de la rețea, prin intermediul ventilului de apă.

Reglarea presiunii și a debitului de apă pentru respectarea măsurilor enumerate se realizează manual de la rețea, prin intermediul ventilului de apă.

Cercetările noastre au urmărit conceperea unui dispozitiv automat care să realizeze, independent de miner, perforajul umed normalizat cu controlul presiunii și debitului de apă.

Modul de racordare a dispozitivului la perforator și la rețeaua de apă și aer comprimat este redat în figura 1, iar părțile componente și principiul de funcționare sînt prezentate în figura 2.

Principalele părți componente sînt :

— racordul de admisie a aerului la rețea *1* și a aerului comprimat *2* ;

— scaunul supapei de apă *3* ;

— supapa *4* care se sprijină pe suportul *5* solidar prin brațele de comandă *6* de cele două membrane *7* pentru apă și *8* pentru aerul comprimat. Cele două membrane sînt solidarizate între ele prin corpurile *9* și *10* de piulița de strîngere *11*. Deci, membrana de aer, membrana de apă și supapa alcătuiesc un ansamblu ;

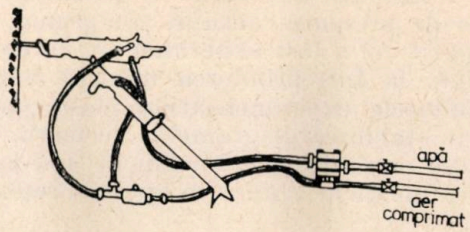


Fig. 1

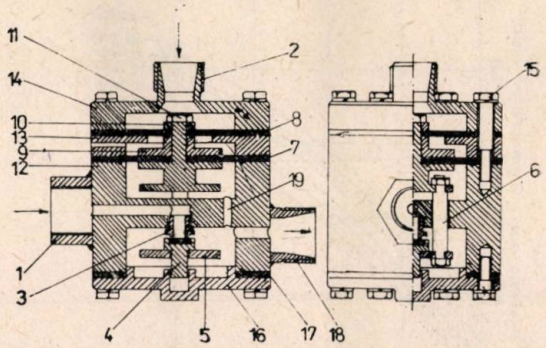


Fig. 2

— corpul dispozitivului, format din trei subansamble, *12 13* și *14*, cuplate între ele prin prezoanele *15* ;

— capacul inferior de ghidare a supapei *16*, cu garnitura de etanșare *17* ;

— racordul de ieșire a apei normalizate spre perforator *18*.

Principiul de funcționare este următorul : la pornirea apei de la rețea, indiferent de deschiderea ventilului de apă montat pe conductă, apa trece prin interstițiul dintre scaunul *3* și supapa *4* și intră în perforator. Presiunea statică a apei care a trecut prin acest interstițiu se manifestă prin orificiul *19* pe membrana *7* care, fiind solidară cu supapa *4*, se ridică, micșorînd interstițiul scaun-supapă și făcînd ca presiunea de ieșire a apei spre perforator să fie sub 0,1 bar.

La pornirea aerului comprimat, respectiv a perforatorului, presiunea statică a acestuia se manifestă pe membrana *8*, care se deformează în jos, mărind interstițiul dintre scaunul *8* și

supapa *4*, respectiv mărind presiunea de ieşire a apei, funcţie de aerul comprimat şi sub valoarea acestuia.

La variaţii ale presiunii aerului comprimat în reţea, variază şi presiunea apei injectate în perforator.

La oprirea aerului comprimat, respectiv a perforării, pe membrana *7* se manifestă din nou presiunea apei, iar membrana *8* rămîne neacţionată. Presiunea de ieşire a apei revine la valoarea de 0,1 bar.

Dispozitivul, funcţionînd pe principiul „regulator de apă pilotat" de către presiunea aerului comprimat, protejează perforatorul de presiunile mari de apă întîlnite în subteran şi realizează injectarea automată a presiunii apei, funcţie de presiunea aerului comprimat.

Dispozitivul a fost experimentat, în condiţii de mină, la Întreprinderea minieră Bălan.

Rezultatele experimentărilor s-au concretizat prin stabilirea diagramelor de lucru, adică variaţiile presiunii şi debitului de apă la perforator, funcţie de presiunea apei din reţea (fig. 3 şi 4).

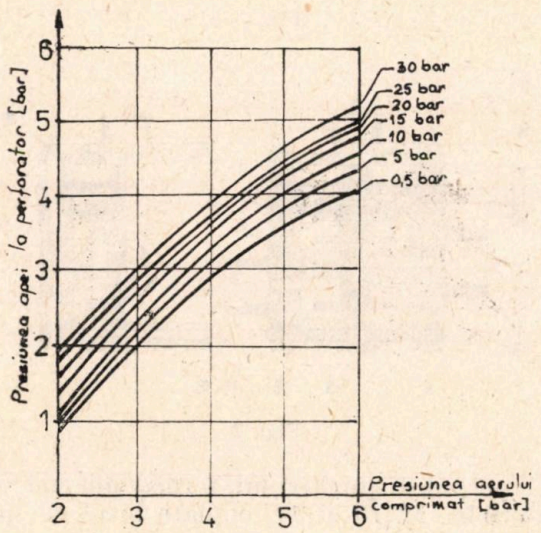


Fig. 3

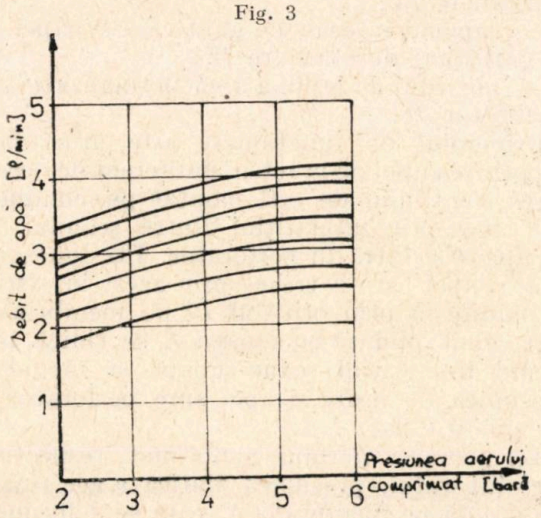


Fig. 4

Prin aplicarea dispozitivului la operaţia de perforare s-a redus prăfuirea cu 50—60%, comparativ cu procedeul actual de combatere a prafului prin reglarea manuală a presiunii apei.

Parametrii tehnici ai dispozitivului sînt:

— presiunea aerului comprimat, 4—6 bar;
— presiunea apei, 2,8—5 bar;
— debitul de apă, 2—4,2 l/min;
— eficienţa de reducere a prafului, 50—60%, comparativ cu procedeul actual de injectare a apei prin reglare manuală a presiunii apei la perforator;
— greutatea, circa 4 kg;
— dimensiuni de gabarit, $\varnothing 100 \times 120$ mm.

Dispozitivul este în curs de fabricaţie la Întreprinderea de piese de schimb şi reparaţii utilaj minier Deva şi la Întreprinderea de piese de schimb şi reparaţii utilaje electrice şi electrotehnice miniere Petroşani.

La operaţia de încărcare mecanizată a minereului şi sterilului la minele de minereuri, se utilizează maşini de încărcat MIS-1P şi MIC-2P. Ambele maşini de încărcat sînt acţionate cu energie pneumatică şi sînt fabricate de Întreprinderea de utilaj minier Satu Mare.

Generalizarea încărcării cu aceste maşini a sporit cantitatea de praf degajată în atmosfera locurilor de muncă din subteran, mărind riscul de îmbolnăvire pneumoconiotică.

Conform normelor în vigoare, pentru prevenirea şi combaterea prafului format la încărcare, este obligatorie stropirea taluzului materialului cu un jet de apă sub presiune înainte de încărcare şi ori de cîte ori acesta apare neumezit.

Eficienţa de reducere a prafului prin acest procedeu depinde, în mare măsură, de atenţia minerilor.

Din acest motiv, cercetările efectuate au urmărit elaborarea unei soluţii tehnice superioare procedeului actual de combatere a prafului.

Cercetările s-au finalizat prin realizarea unui dispozitiv automat de stropit la maşinile de încărcat pneumatice, care se montează pe acestea.

Dispozîtivul automat a fost realizat în două variante:

— varianta I cu ventil pneumatic care realizează stropirea materialului la ridicarea cupei maşinii;
— varianta a II-a cu ventil pneumatic şi blocaj automat al ridicării cupei maşinii în lipsa apei.

Modul de montare a dispozitivului în varianta a II-a pe pupitrul de comandă al maşinii de încărcat MIS-1P este prezentat în figura 5.

Dispozitivul se compune din două părţi: blocajul automat în lipsa apei şi ventilul automat de stropire.

Blocajul automat (fig. 6) are următorul principiu de funcţionare: în lipsa apei la maşina de încărcat, membrana *1* a camerei *2* este readusă în poziţia normală de către arcul *3*. Axul

camerei *4* readuce supapa *5* a ventilului de aer *6* în poziția închis, oprind trecerea aerului comprimat spre circuitul activ de ridicare a cupei motorului pneumatic. Deci, în lipsa apei, cupa mașinii nu poate fi ridicată, deoarece motorul pneumatic nu este alimentat cu aer comprimat.

La alimentarea mașinii de încărcat cu apă, membrana *1* a camerei *2* este deformată datorită comprimării arcului *3* de către forța manifestată de apa din rețea. Arcul camerei *3* deschide supapa *5* a ventilului de aer *6*, permițînd trecerea aerului comprimat spre circuitul activ de ridicare a cupei motorului pneumatic. În acest fel, condiția de încărcare mecanică cu combaterea umedă a prafului este îndeplinită.

Ventilul pneumatic (fig. 6) are următorul principiu de funcționare. În poziția II sau 0 a ventilului manual de distribuție a aerului comprimat al mașinii, care corespunde cu coborîrea cupei, respectiv poziția de repaus a acesteia, membrana *7* a camerei *8* este readusă în poziția normală de către arcul *9*. Axul *10* al camerei cu membrană readuce supapa *11* a ventilului de apă *12* în poziția închis, respectiv circuitul apei spre pulverizatorul *13* este oprit.

La comanda în poziția I a ventilului manual de distribuție a aerului comprimat, care corespunde cu ridicarea cupei, membrana *7* a came-

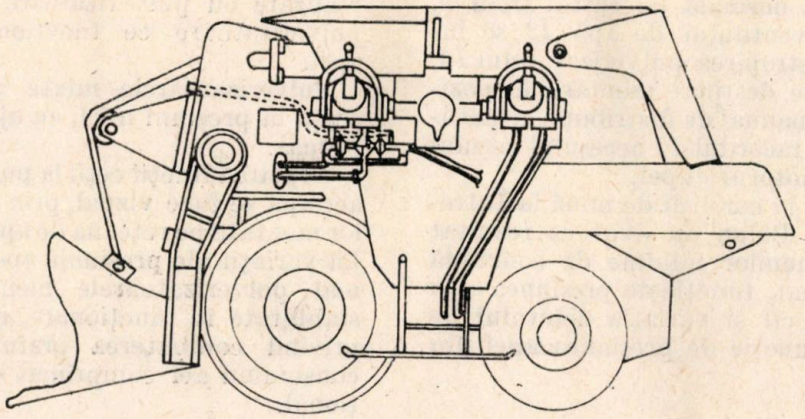


Fig. 5

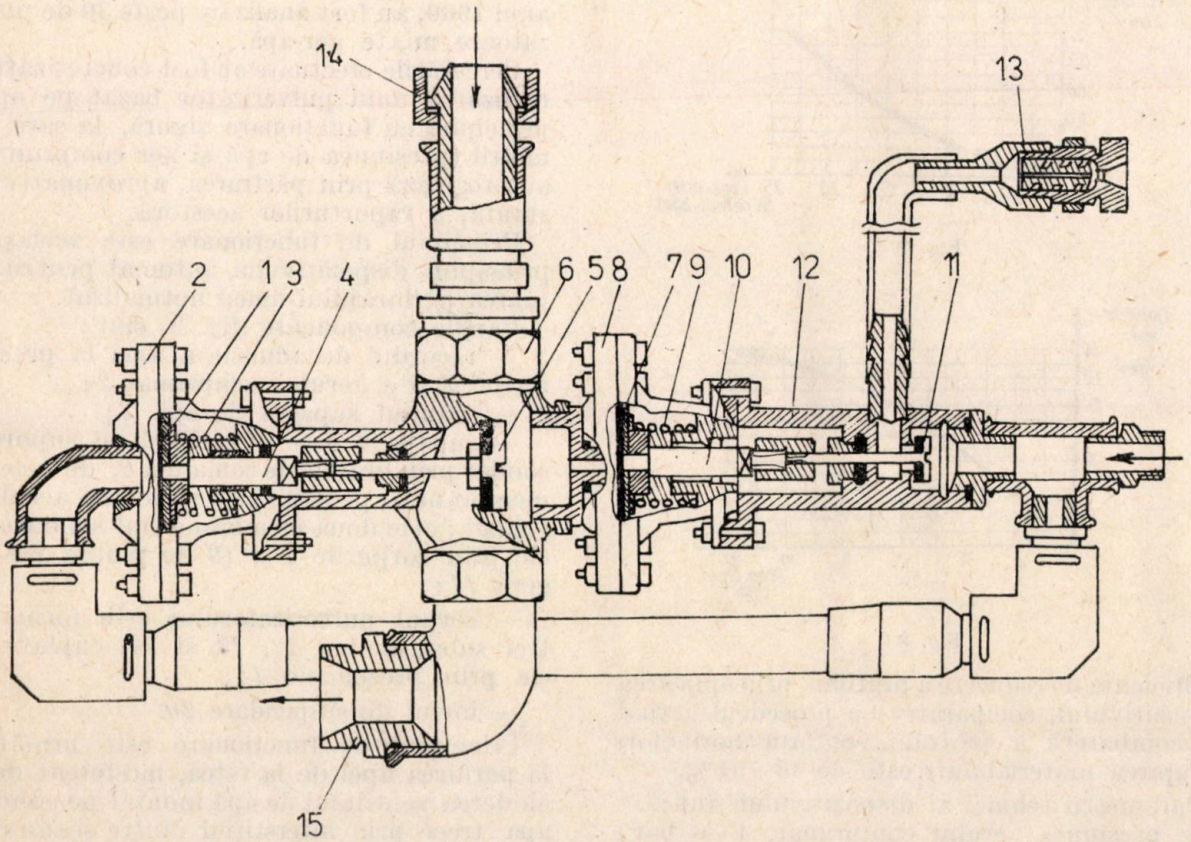


Fig. 6

rei *8* se deformează. Prin comprimarea arcului *9*, datorită forţei manifestate pe membrana *7* de aerul comprimat din circuitul motorului pneumatic, are loc deplasarea axului camerei *10*, respectiv deschiderea supapei *11* a ventilului de apă *12*. Apa pătrunde prin secţiunea inelară dintre supapă şi scaunul acesteia la pulverizatorul *13*, care realizează stropirea materialului în momentul încărcării-deversării.

La revenirea în poziţia II sau 0 a ventilului de distribuţie al maşinii, perna de aer comprimat, existentă în circuitul motorului pneumatic şi al camerei cu membrană *8*, este eşapat în atmosferă, prin ventilul de distribuţie respectiv. Membrana *7* şi axul camerei *10* sînt readuse în poziţie normală de către arcul *9*, iar supapa *11* a ventilului de apă *12* se închide, oprindu-se stropirea pulverizatorului *13*.

Racordul *14* este destinat montării dispozitivului la ventilul manual de distribuţie a aerului comprimat, iar racordul *15* accesului aerului comprimat spre motorul cupei.

Experimentările în condiţii de mină la Întreprinderea minieră Bălan au avut ca rezultat determinarea presiunilor minime de comandă a aerului comprimat, funcţie de presiunea apei din reţea (fig. 7), cît şi variaţia debitului de apă pulverizată, funcţie de presiunea apei din reţea (fig. 8).

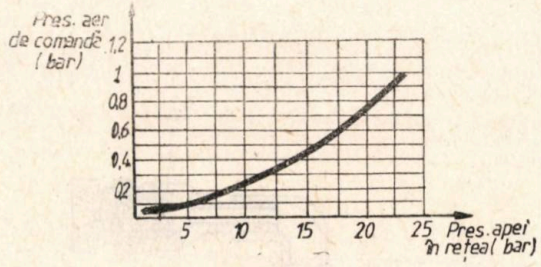


Fig. 7

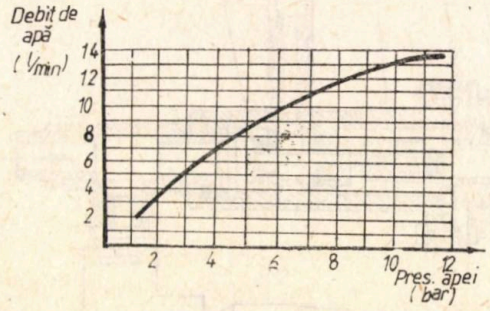


Fig. 8

Eficienţa de reducere a prafului, prin aplicarea dispozitivului, comparativ cu procedeul actual de combatere a prafului, conform normelor, (stropirea materialului) este de 43—51%.

Parametrii tehnici ai dispozitivului sînt:

— presiunea aerului comprimat, 4—6 bar;

— presiunea apei, max. 15 bar;

— debitul de apă, 5—12 l/min la presiunea apei de 4—14 bar;

— greutatea, circa 5 kg;

— dimensiuni de gabarit, 300×150×100 mm.

Dispozitivul este în prezent în fabricaţie la Întreprinderea de piese de schimb şi reparaţii utilaj minier Deva.

În prezent, transportul mecanic cu ajutorul transportoarelor cu raclete şi bandă de mare capacitate constituie sursă importantă de formare a prafului periculos din punct de vedere pneumoconiotic.

Conform normelor de combatere a prafului, în punctele de deversare, cît şi pe traseul transportoarelor se vor utiliza perdele de ceaţă realizate cu pulverizatoare mixte aer-apă sau pulverizatoare ce funcţionează la presiunea apei.

Pulverizatoarele mixte aer-apă pot realiza ceaţa la presiuni mici, cu ajutorul aerului comprimat.

Reglarea finetii ceţii la pulverizatoarele mixte aer-apă se face vizual, prin intermediul ventilelor montate pe reţeaua de apă şi aer comprimat. La variaţii ale presiunii apei şi aerului comprimat, pulverizatoarele menţionate nu prezintă stabilitate în funcţionare, devenind ineficiente privind combaterea prafului din atmosferă, consumînd aer comprimat şi apă în mod neraţional.

Din literatură şi din studiile efectuate la C.C.I.T.P.S.M. Petroşani, începute încă din anul 1960, au fost analizate peste 30 de pulverizatoare mixte aer-apă.

Cercetările efectuate au fost concretizate prin realizarea unui pulverizator bazat pe un nou principiu, cu funcţionare sigură, la care parametrii (presiunea de apă şi aer comprimat) se autoreglează prin păstrarea, aproximativ constantă, a raporturilor acestora.

Principiul de funcţionare este acelaşi cu principiul dispozitivului automat pentru efectuarea perforajului umed normalizat.

Părţile componente (fig. 9) sînt:

— racordul de admisie a apei la presiunea reţelei *1* şi a aerului comprimat *2*;

— scaunul supapei de apă *3*;

— supapa *4* care se sprijină pe suportul *5*, solidar prin braţele de comandă *6*, de cele două membrane *7*, pentru apă *8* şi pentru aerul comprimat; cele două membrane sînt solidare între ele prin corpurile *9* şi *10* de piuliţa de strîngere *11*;

— corpul pulverizatorului este format din trei subansamble *12*, *13* şi *14*, cuplate între ele prin prezoanele *15*;

— inelul de suspendare *20*.

Principiul de funcţionare este următorul: la pornirea apei de la reţea, indiferent de deschiderea ventilului de apă montat pe conductă, apa trece prin interstiţiul dintre scaunul *3* şi supapa *4*, intră prin orificiul *16* în ţeava de in-

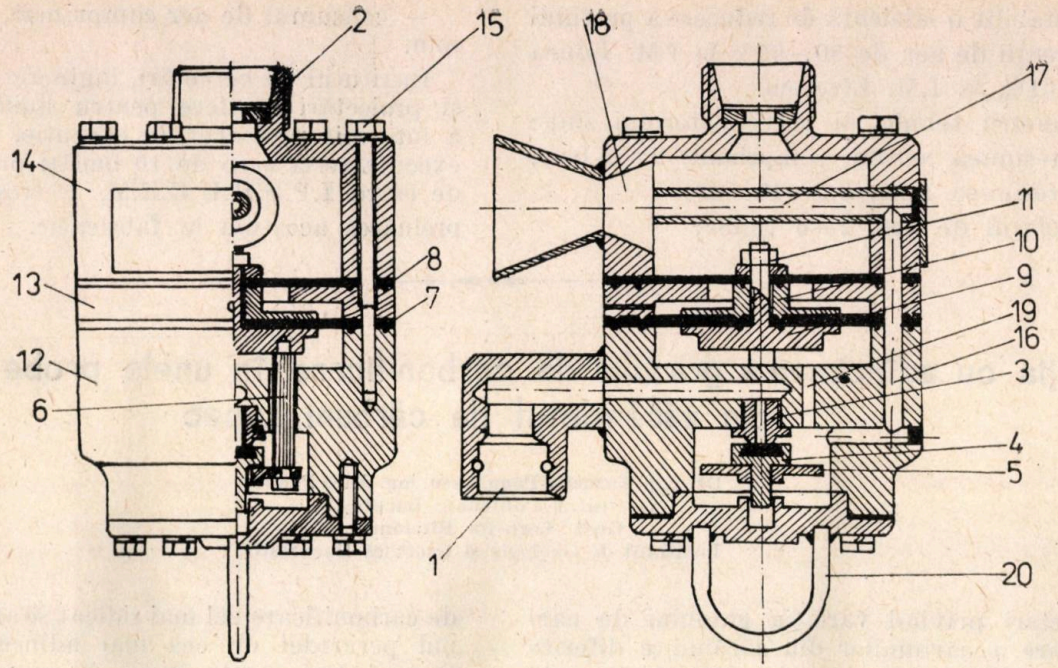


Fig. 9

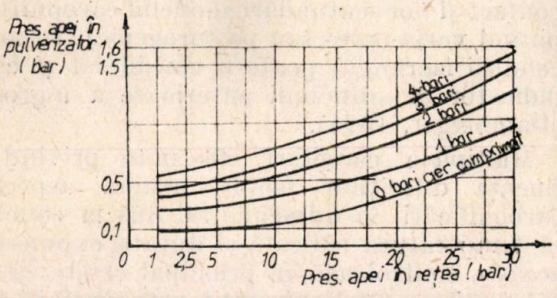


Fig. 10

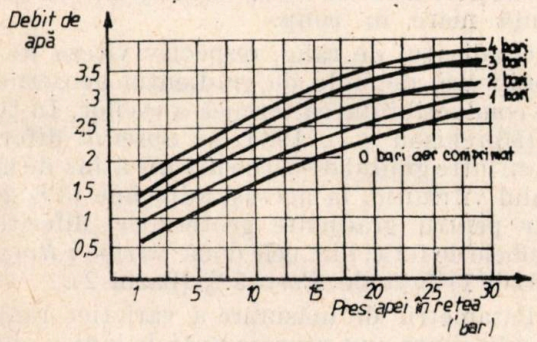


Fig. 11

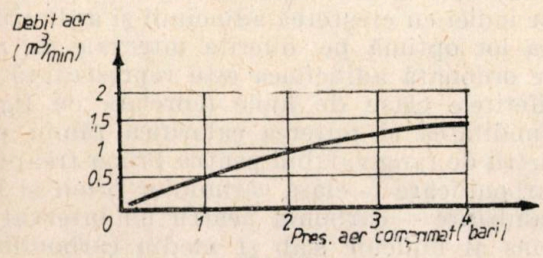


Fig. 12

jecție *17* și în camera de amestec *18*. Aici se realizează ceața, prin amestecul dintre aerul și apa aflate sub presiune. Presiunea redusă a apei dozate în camera de amestec este realizată de presiunea statică a apei care intră prin orificiul *19* și se manifestă pe membrana *7*, ridicînd brațul de comandă și micșorînd interstițiul dintre scaunul *3* și supapa *4*.

La pornirea aerului comprimat de la ventilul manual montat la rețea, la presiuni crescătoare, membrana *8* se deformează coborînd supapa *4*, mărindu-se interstițiul scaun-supapă, crescînd deci presiunea apei în camera de amestec.

Creșterea presiunii aerului comprimat realizează automat creșterea proporțională a presiunii apei în camera de amestec și invers. În acest fel se păstrează raportul presiunilor aproximativ constant, pulverizatorul generînd în permanență ceață.

Prin intermediul ventilului montat pe rețeaua de aer comprimat, se va regla volumul de ceață, după necesitate. În acest fel, presiunea de apă necesară pentru ceață va fi asigurată prin autoreglarea pulverizatorului.

Experimentarea în condiții de mină a dus la stabilirea diagramelor de lucru privind variația presiunii și debitului de apă pulverizată în funcție de presiunea apei din rețea (fig. 10 și 11).

Variația debitului de aer comprimat funcție de presiunea acestuia este redată în figura 12.

În cursul anului 1986 au fost montate de către C.C.I.T.P.S.M. Petroșani șase pulverizatoare pe circuitul de benzi de la orizontul —400 de la Întreprinderea minieră Lonea și 10 pulverizatoare pe magistrala de benzi de la orizontul —300 de la Întreprinderea minieră Livezeni.

S-a stabilit o eficienţă de reducere a prafului din curenţii de aer de 50—65% la I.M. Lonea şi 40—61% la I.M. Livezeni.

Parametrii tehnici ai pulverizatorului sînt:

— presiunea aerului comprimat, 2—6 bar;

— presiunea apei, 0,5—40 bar;

— debitul de apă, 2—6 l/min;

— consumul de aer comprimat, sub 1,5 m^3/min.

Institutul de cercetări, inginerie tehnologică şi proiectări miniere pentru huilă Petroşani a întocmit proiectul de execuţie, urmînd a se executa seria zero de 10 bucăţi pulverizatoare de către I.P.S.R.U.E.E.M. Petroşani şi apoi preluarea acestuia în fabricaţie.

Variaţia cu adîncimea a gradului de carbonificare în unele probe de foraj din zăcămîntul de cărbuni Lupac

Dr. ing. **Cornelia Panaitescu**, ing. **Anca Penu**
Institutul Politehnic Bucureşti
Geol. **Cornelia Bitoianu**
Institutul de Geologie şi Geofizică Bucureşti

Cercetări privind variaţia gradului de carbonificare a cărbunilor din zăcăminte diferite şi de diferite vîrste geologice, în funcţie de adîncime, s-au efectuat, pe parcursul timpului, atît în scop practic, pentru obţinerea hărţilor de rang şi cunoaşterea istoriei geotermice a bazinelor respective, cît şi teoretic, pentru stabilirea modificărilor proprietăţilor optice şi structurale ale substanţei organice (Patteisky, Teichmüller, 1960; Jüngten ş.a., 1969; Damberger, 1974; Monin, 1981; Dereppe ş.a., 1983; Teichmüller, 1975, 1984 ş.a.). Aceste modificări sînt determinate de diferiţii factori de influenţă asupra carbonificării — temperatură, timp, presiune — care acţionează diferit în funcţie de procesul metamorfic respectiv, la un moment dat şi într-un anumit loc. S-a urmărit, de asemenea, stabilirea unor corelaţii între acţiunea acestor factori şi posibilitatea realizării unui model matematic al procesului de carbonificare (Jüngten, 1986).

În ultimul deceniu, importanţa determinării rangului pentru proprietăţile huilelor care se află la adîncime se apreciază şi pe baza relaţiilor între gradul de carbonificare şi apariţia depozitelor de petrol şi gaze (Teichmüller, 1984). Atît carbonificarea, cît şi maturizarea rocilor generatoare de hidrocarburi sînt dependente de temperatura maximă la care au fost supuşi cărbunii sau rocile mamă, în decursul istoriei lor geologice, şi de timpul de rămînere la aceste temperaturi. Astfel, diferitele roci dintr-o anumită regiune se vor deosebi unele de altele după gradul de carbonificare al materiei organice dispersate pe care o conţin.

În mod normal rangul creşte cu adîncimea, respectiv în acelaşi sens cu creşterea temperaturii, conform „legii Hilt", care nu şi-a pierdut valabilitatea de peste 100 ani. Această creştere poate fi rezultatul unui singur eveniment geologic — adîncimea de scufundare — cînd gradul de carbonificare cel mai ridicat se atinge în timpul perioadei de cea mai adîncă îngropare. Rangul mai creşte însă adesea ca urmare a unei secvenţe de evenimente geologice, cu fenomene de metamorfism dinamic, termic sau de contact şi noi scufundări, modelul carbonificării putînd varia (pre- sau postorogenic). În aceste condiţii izorangul poate fi considerat şi ca un indicator al adîncimii anterioare a îngropării (Damberger, 1974).

Multiplele cercetări efectuate privind influenţa diferiţilor factori asupra aspectelor carbonificării la adîncime au dus la concluzia că temperatura ridicată şi durata expunerii la aceasta controlează în principal creşterea rangului chimic. Cărbunii sînt foarte sensibili chiar la creşteri mici de temperatură, dar cu persistenţă mare în timp.

Gradientul de rang, respectiv viteza de carbonificare, depinde de gradientul geotermic şi de conductibilitatea termică a rocilor. În figura 1 (Murchison ş.a., 1985) se observă diferenţa mare între gradul de carbonificare atins de materialul vitrinitic, la aceeaşi adîncime (3 812 m), dar pentru gradiente geotermice diferite, în probele de foraj din cele două bazine: $Rm \simeq 1\%$ (bazin 1) faţă de $Rm \simeq 5\%$ (bazin 2).

Parametrii de măsurare a variaţiei rangului cu adîncimea sînt reprezentaţi de indicii chimici şi fizici ai carbonificării. În figura 2 (Jüngten, 1986), sînt redate aspectele de variaţie a acestor indici cu creşterea adîncimii şi aplicabilitatea lor optimă pe diferite intervale de rang. Pe ordonată adîncimea este reprezentată prin diferitele clase de huile (corelare cu fig. 3). Umiditatea şi puterea calorifică rămîn parametrii de rang valabili pentru prima treaptă de carbonificare — clasa cărbunilor bruni şi huile flambante — carbonul pentru un interval restrîns al huilelor slab şi mediu carbonificate, iar materiile volatile pentru huilele grase şi de

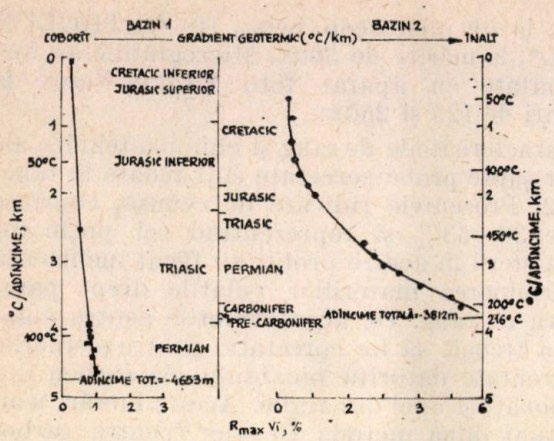


Fig. 1. Variația reflectanței cu adîncimea la gradiente geotermice diferite [8].

cocs. Reflectanța vitrinitului, cu o valabilitate mai largă decît materiile volatile și cu independența de compoziția macerală, se situează, ca valoare drept parametru de rang, pe primul loc. În figura 3 (Teichmüller, 1981) este prezentată creșterea reflectanței vitrinitului cu adîncimea. Ea reflectă transformările substanței organice cărbunoase și, de asemenea, a materialului clastic organic din rocile sedimentare (șisturi, grezii ș.a.), încadrat în categoria fitoclastelor (Bostick, 1974).

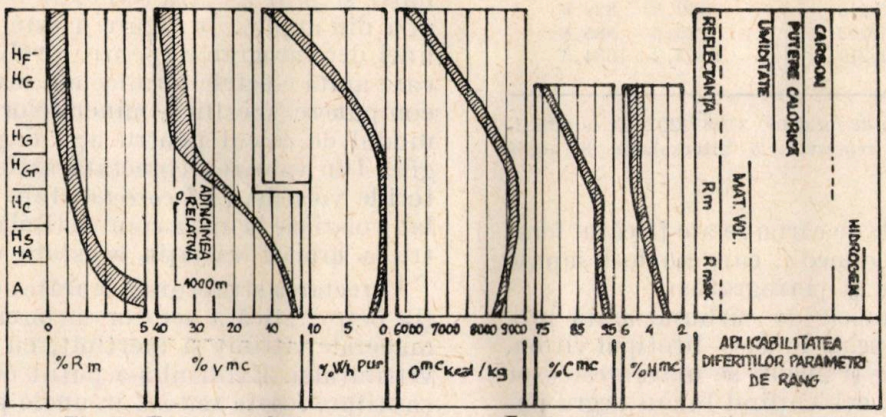


Fig. 2. Variația indicilor fizico-chimici ai carbonificării, cu adîncimea [14].

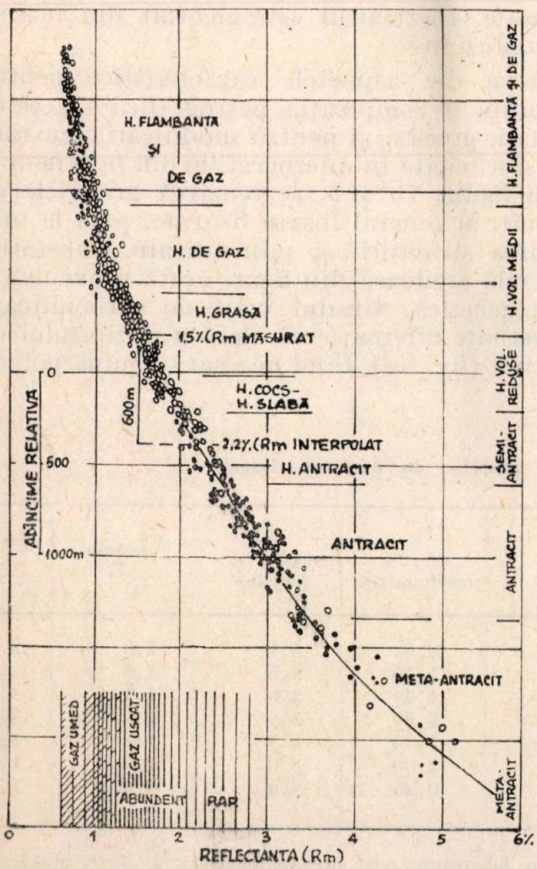


Fig. 3. Creșterea reflectanței vitrinitului cu adîncimea [14].

Zăcămîntul de cărbuni de la Lupac este situat în partea de NV a zonei Reșița, în depozite de vîrstă carbonifer superioare. Carboniferul se dispune discordant peste un fundament cristalin și este alcătuit din trei complexe litologice, și anume : stratele de Doman, stratele de Lupacu bătrîn și cele de Lupac.

În depozitele carbonifer superioare de la Lupac apar două complexe cărbunoase, unul superior și altul inferior. Complexul cărbunos superior (complexul I), care face obiectul cercetării prezentate în lucrare, se găsește în partea superioară a stratelor de Lupac și este constituit din 3—4 strate de cărbuni, fiecare format din unul sau mai multe bancuri de cărbune. Aceste strate au grosimi variabile (0,3—8,0 m), sînt lenticulare și prezintă îngroșări și efilări atît pe direcție verticală, cît și pe orizontală. Din cauza aceasta, ele pot fi corelate greu de la un foraj la altul. Complexul cărbunos I este cel mai important, deoarece prezintă strate de cărbuni mai groase și numeroase, motiv pentru care formează obiectivul principal al lucrărilor de explorare actuale.

Studiul s-a efectuat asupra unor probe de cărbuni recoltate din forajele amplasate în partea sudică a perimetrului Lupac, provenind deci din complexul cărbunos superior (I) din cadrul stratelor de Lupac. Forajele au fost

executate în vederea stabilirii extinderii spre sud a acestui zăcămînt. Din ele s-au luat probele de cărbuni pentru cercetare, de la diverse adîncimi, corespunzător datelor din tabelul 1.

Tabelul 1

Probele de cărbune cercetate conform forajelor și adîncimii în cadrul complexului cărbunos Lupac I

Nr. probă	Foraj* nr.	Adîncime, m
1	37988/215	225 — 225,5
2	37988/215	324,7— 325,0
3	37993/213	575,8— 576,1
4	37991/210	674,5— 674,9
5	37998/215	839,3— 839,6
6	37987/203	885,5— 885,8
7	37991/210	1084,2—1084,6

* S-a eliminat proba de foraj nr. 37987/203, de la adîncimea 239—242 m, care reprezenta o intercalație de argilă cărbunoasă.

Din intercalațiile de cărbune ale fiecărui foraj s-au alcătuit probe medii, care au fost supuse analizelor chimice și petrografice.

Macroscopic, probele de cărbune arată predominanța cărbunelui lucios—litotipul vitren. Ele sînt fracturate și uneori se mărunțesc ușor pe aceste fracturi, evidențiind luciul negru puternic și oglinzi de fricțiune.

Cercetarea microscopică s-a efectuat asupra șlifurilor confecționate din probele medii de cărbune, mărunțite menajat sub 1 mm, conform normelor de lucru internaționale (Mackowsky, 1975) și aplicate în laboratoarele noastre (Panaitescu, 1980).

Determinările de compoziție și structură s-au efectuat la un microscop IOR — tip MC_1 — în lumină normală reflectată și în special în lumină polarizată, necesară pentru identificarea corectă a grupelor macerale, la rangul ridicat atins de acești cărbuni. S-a lucrat la măriri de 120, 150 și 250 x. Determinările de reflectanță s-au efectuat la un microscop Leitz, tip ORTHOLUX POL*, la mărire de 500x. Micrografiile au fost executate cu aparat foto Exakta-Varex la măriri de 125 și 250x.

Caracteristicile de rang și chimico-tehnice ale celor șapte probe cercetate sînt redate în tabelul 2. Procentele ridicate de cenușă, cuprinse între 30—53% și reprezentînd cel puțin tot atîta steril în aceste probe, au făcut ineficientă determinarea materiilor volatile drept parametru de rang. De aceea valorile pentru volatile a trebuit să fie corectate, pentru pierderile în greutate datorită bioxidului de carbon din carbonați și apei din argile. Aceste lucrări s-au efectuat după metoda Geissler (pentru carbonați) și prin analiza termodiferențială (pentru apa din argile). În figura 4 este redat aspectul unei derivatograme (pentru proba de la 675m), care arată efectele termice ale reacțiilor de descompunere specifice mineralelor respective și modul de calcul pentru apa degajată din argile. Din valoarea corectată astfel pentru materiile volatile, (V^a *corectat*, tab. 2) s-au calculat volatilele la masa combustibilă (V^{mc},%) pentru a urmări variația acestora cu adîncimea.

Cercetarea structurală a arătat că în compoziția petrografică a acestor cărbuni intră grupele macerale vitrinit și inertinit, cu predominanța vitrinitului. Exinitul s-a putut observa doar în cantitate foarte redusă în unele probe și numai în lumină polarizată, din cauza carbonificării avansate. Inertinitul este alcătuit din fuzinit și semifuzinit.

Cîteva din aspectele caracteristice pentru structura și compoziția petrografică a acestor cărbuni, precum și pentru modificările cu rangul, sînt redate în micrografiile din figurile 5 și 6. În figura 5 *a* și *b*, se remarcă granulele de vitrinit, în general foarte fisurate, pînă la mărunțirea structurii, și mineralizate. Substanța minerală argiloasă din fisuri arată proveniența ei epigenetică. Gradul înalt de carbonificare nu permite diferențierea clară a vitrinitului de inertinit (fig. 5 *c*), fiind necesară lumină polari-

Tabelul 2

Caracteristicile de rang și chimico-tehnice ale probelor de cărbune—Lupac

Nr. probă	Adîncime medie, m	R_{Vi} %	W^a_h, %	A^{anh}, %	V^a, %	1) CO_2,% (carbonați)	2) H_2O, % (argile)	$V^a_{corectat}$, %	V^{mc}, %
1	225	2,75	1,5	42,1	5,7	0,60	3,1	2,0	3,5
2	325	3,11	1,6	53,2	6,4	1,10	3,5	1,8	3,9
3	575	3,61	1,5	47,0	6,3	1,40	3,0	1,9	3,6
4	675	3,92	1,9	46,3	8,6	3,60	3,0	2,0	3,8
5	839	4,08	1,4	30,5	5,3	1,76	2,4	1,1	1,7
6	885	4,14	1,4	45,4	6,0	2,00	3,0	1,0	1,8
7	1084	4,28	1,9	44,4	4,0	0,45	3,0	0,6	1,1

[1] Conf. metodei Geissler (STAS 2905-73)

[2] Conf. analizei termodiferențiale

* În laboratorul de carbopetrografie al Institutului de cercetări metalurgice (ICEM) București.

zată pentru observarea structurală corectă (fig. 5 *d*). În figura 6 *a*—*d*, sînt redate cîteva imagini din probele de la adîncime mai mare. Ele arată o reflectanţă crescută, mineralizare în fisuri şi chiar în vitrinit (fig. 6 *a*, *b*). În probele de la adîncimea peste 1 000 m a apărut anizotropia de reflexie (fig. 6 *b* şi *d*).

Determinările de reflectanţă s-au efectuat pe vitrinit, în lumină nepolarizată pentru obţinerea reflectanţei medii R_{mvt}. S-au efectuat şi unele măsurători în lumină polarizată cu rotirea masei microscopului, pentru verificarea apariţiei bireflectantei. Aceasta s-a constatat la probele de la peste 800 m adîncime şi a apărut mai clară, cu valoare de $\simeq 1\%$, la proba 7, de la 1 084 m.

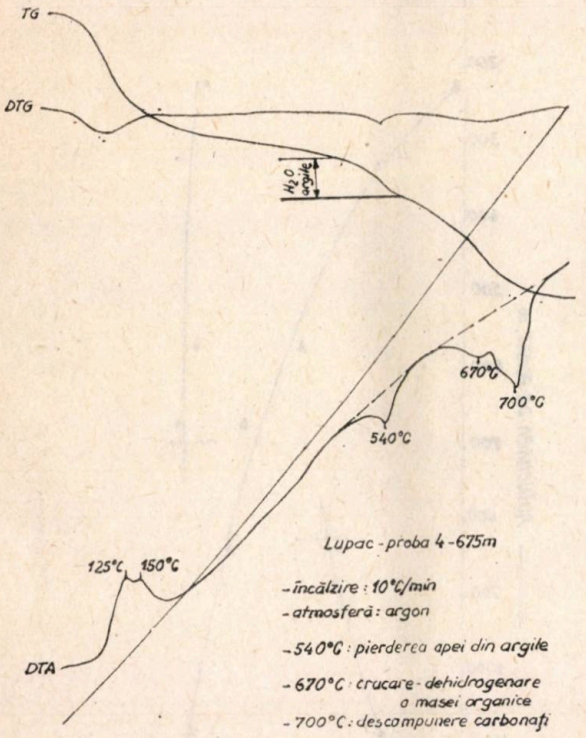
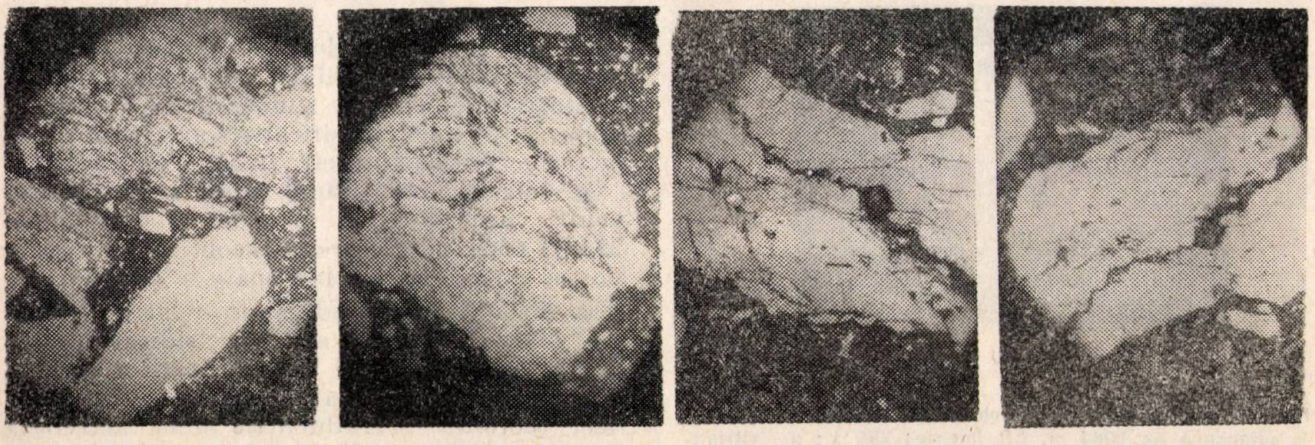


Fig. 4. Derivatograma unei probe de foraj din cărbunii de Lupac.

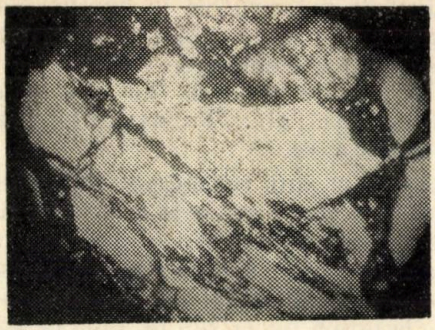
În tabelul 2 sînt redate valorile reflectanţei medii pentru toate probele cercetate, obţinute prin calcul, ca medie aritmetică a măsurătorilor efectuate. Se constată creşterea sensibilă a reflectanţei vitrinitului cu adîncimea de la 2,75%, la proba de la 225 m, pînă la 4,28%, la proba de la 1 084 m. Această relaţie de rang, exprimat atît prin materiile volatile, cît şi prin reflectanţa vitrinitului, în funcţie de adîncime, este redată în figura 7. Se observă o bună corelaţie între reflectanţa vitrinitului şi adîncime. În general, dar cu unele rezerve justificate de utilizarea unor probe nepreparate, variaţia materiilor volatile, deşi în limite foarte reduse, are aceeaşi alură.

Trasarea reflectogramelor după valorile obţinute pentru reflectanţă a arătat o dispersie a valorilor pentru fiecare probă în parte, dispersie care creşte cu adîncimea. Această imagine este redată în figura 8, în care sînt prezentate doar reflectogramele pentru probele 1—4, suficient de reprezentative atît din punct de vedere al compoziţiei, cît şi al repartiţiei rangului în cadrul probelor de la diferite adîncimi (dispersia). Totodată ele evidenţiază modul de determinare al reflectanţei medii, pentru care nu s-a făcut nici o selecţie, neeliminîndu-se vreo valoare din cele înregistrate. Reflectogramele probelor 5—7, de la adîncimi peste 830 m, sînt redate în figura 9, ele individualizîndu-se prin cîteva caracteristici speciale. Acestea se referă la : rang superior exprimat printr-o reflectanţă medie a vitrinitului crescută (4,08—4,28%); extinderea bazei şi întreruperi frecvente ale



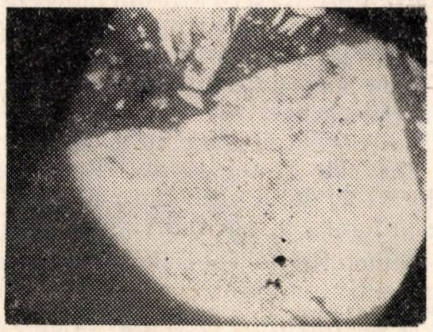
a) *b)* *c)* *d)*

Fig. 5. Aspecte strucurale caracteristice cărbunilor de Lupac de la adîncimea de 675 m, *LR*, imersie ; 250 x. *a* — granule de vitrinit pur (jos), foarte fisurat şi mineralizat (sus şi stg) ; *b* — granulă de carbargilit, cu substanţa argiloasă depusă în fisuri ; *c* — granulă de vitrinit cu inertinit, fisurată — lumină naturală ; *d* — idem *c* în lumină polarizată : se remarcă diferenţierea unei benzi de inertinit (alb) în vitrinit (gri).

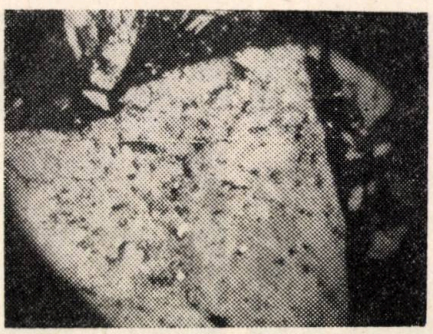


a)

b)



c)



d)

Fig. 6. Structuri specifice probelor de cărbune Lupac de la adîncimea de 1084 m, *LR*, imersie; 250 x: *a* — vitrinit pur foarte reflectant și cu fisuri orientate, în care s-a depus substanță minerală argiloasă; *b* — vitrinertit (mijloc) și carbargilit dens (stg. și dr.); inertinitul se observă slab doar prin structură (sus); *c* — granulă cu treceri vitrinit-inertinit de aceeași reflectanță în lumină naturală; *d* — idem *c* în lumină polarizată arătînd anizotropie de reflexie.

reflectogramelor, ceea ce demonstrează neuniformitatea repartiției rangului în același strat, din cauza tectonizării puternice sau a altor fenomene metamorfice; apariția bireflectanței vitrinitului care arată organizarea structurală avansată.

Considerarea rezultatelor cercetărilor optice structurale efectuate a dus la următoarele concluzii.

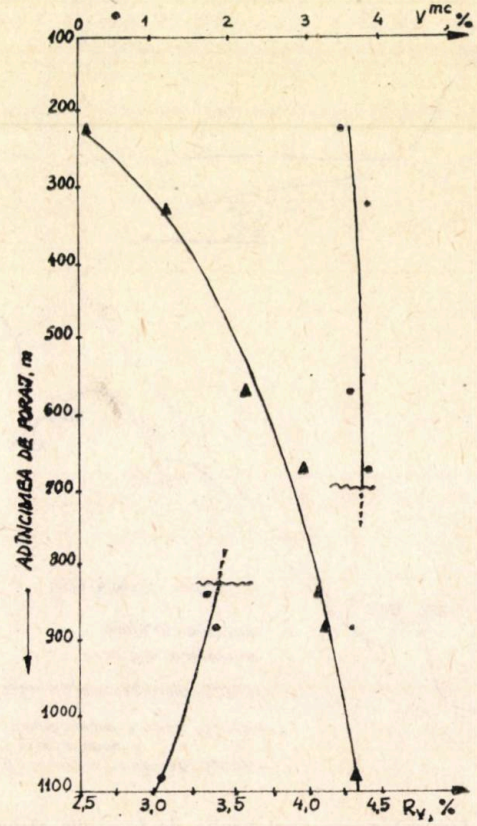


Fig. 7. Variația reflectanței medii a vitrinitului și a materiilor volatile cu adîncimea.

● Rangul cărbunilor de Lupac, în zona probelor de foraj studiate, corespunde stadiului antracitic, chiar de la adîncimea de 225 m unde, după unele clasificări, s-ar putea vorbi de o trecere semiantracit (H/A) — antracit (A).

● Variația reflectanței medii a vitrinitului pentru probele de la nivelele cuprinse între 225—1 085, arată o creștere continuă a rangului cu adîncimea de îngropare a stratelor.

● Faptul că la adîncimi relativ reduse (—1 000 m) rangul atît de ridicat (4,0% R_m) arată că maximul carbonificării a apărut după ce au avut loc toate fenomenele metamorfice, tectonice și influențele unor activități ignoase asupra gradientului termic de bază.

● Toate probele cercetate prezintă fisurare granulară, în unele foraje foarte accentuată, consecință a fenomenelor metamorfice exterioare la care au fost supuse stratele respective.

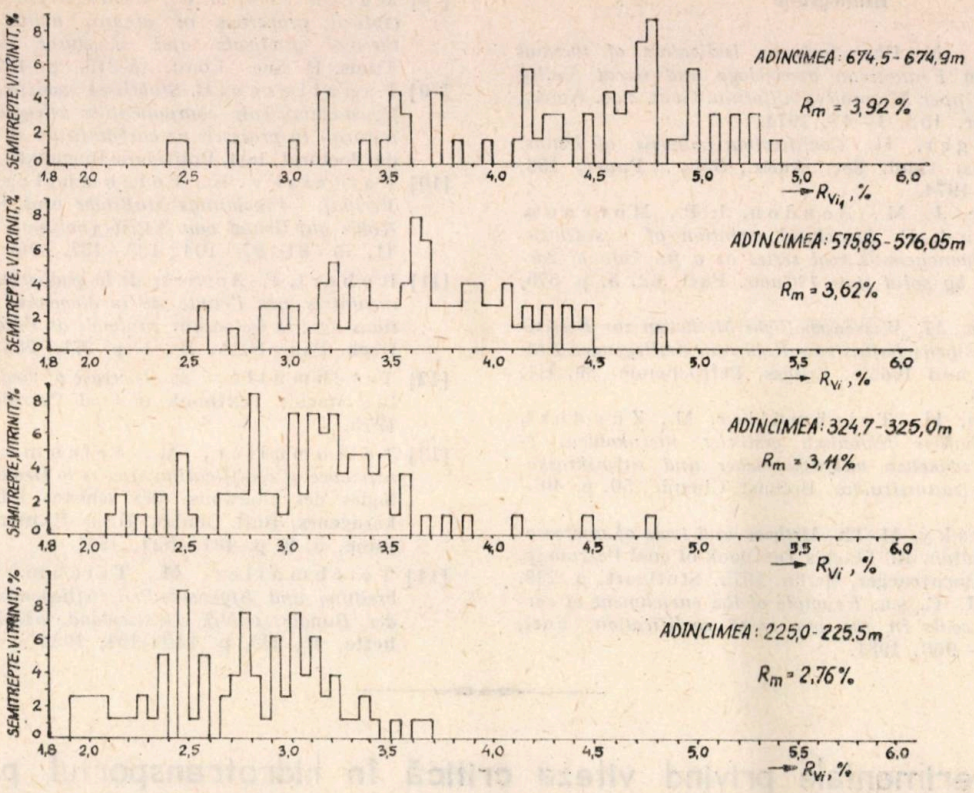


Fig. 8. Reflectogramele probelor de foraj din cărbunii de Lupac, adîncimi: 225—675 m.

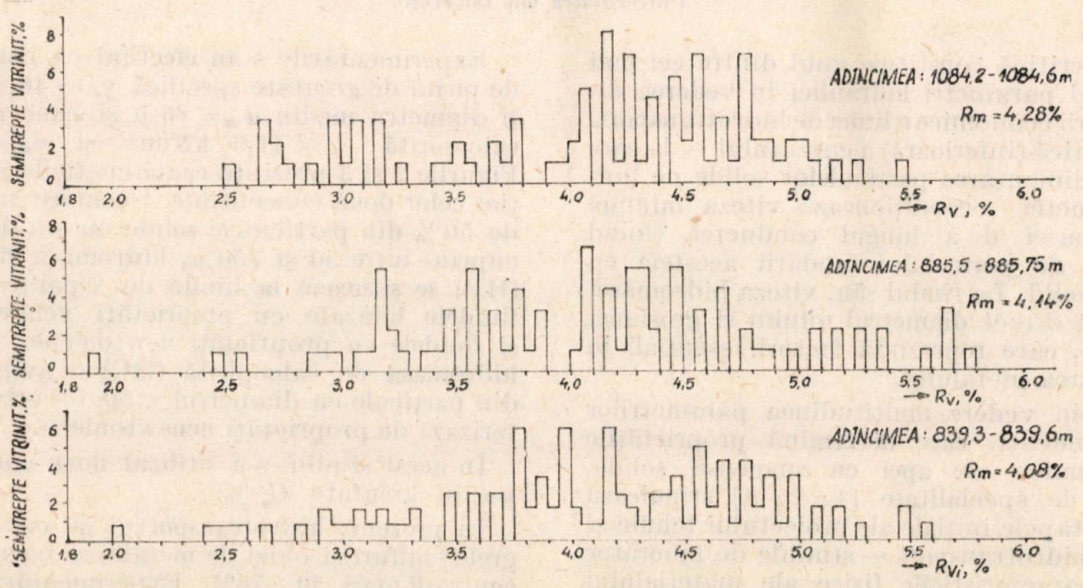


Fig. 9. Reflectogramele unor probe de foraj de la adîncimi de peste 800 m, din cărbunii de Lupac.

● Mineralizarea accentuată a vitrinitului, în special pe fisuri, denotă caracterul ei de posttectonizare intensă.

● În condițiile unei mineralizări puternice, materiile volatile nu pot reprezenta un bun parametru de rang.

● Datele multiple și interesante asupra materialului cărbunos de la adîncime, obținute pe calea studiului în microscopie optică, certifică valoarea cercetărilor petrografice și în acest domeniu.

Bibliografie

[1] Bostick, N. *Phytoclasts as Indicators of thermal metamorfism Franciscan assemblage and Great Valley Sequence (Upper Mesozoic) California.* Geol. Soc. Amer., Spec. Paper, 153, 1—17, 1974.

[2] Damberger, H. *Coalification patterns of Penns. Coal Basins,* Geol. Soc. Amer., Spec., Paper, 153, p. 53—74, 1974.

[3] Dereppe, J. M., Boudou, J. P., Moreaux, C., Durand, B. *Structural evolution of a sedimentologically homogenous coal series as a function of carbon content by solid state 13Cnmr.* Fuel, 62, 5, p. 575, 1983.

[4] Jüngten, H. *Wissenschafliche Methoden zur Bestimmung der Eigenschaften von Kohlen in tiefliegenden Flözen.* Erdöl und Kohle, Erdgas, Petrochemie, 39, H1, p. 32, 1986.

[5] Jüngten, H., Teichmüller, M., Zündorf, D. *Eigenschaften tektonisch gestörter Steinkohlen. I-Beziehung zwischen mikroskopischer und submikroskopischer Hohlraumstruktur.* Brennst. Chemie, 50, p. 40—45, 1969.

[6] Mackowsky, M.-Th. *Methods and tools of microscopic examination.* În: Stach's Textbook of coal Petrology, Gebrüder Borntraeger, Berlin, 1975. Stuttgart, p. 239.

[7] Monin, J. C. ş.a. *Example of the enrichment of carbon-13 in coals in the process of coalification,* Fuel, 60, p. 957—960, 1981.

[8] Murchison, D. G., Cook, A. C., Raymond, A. *Optical properties of organic matter in relation to thermal gradients and structural deformation.* Phil. Trans. R. Soc. Lond. A-315, p. 157—186, 1985.

[9] Panaitescu, C. *Stabilirea modificărilor de structură fizico-chimică ale componenților petrografici din cărbunii naturali în procesele de carbonificare și carbonizare.* Teză de doctorat, Inst. Politehnic București, p. 33—36, 1980.

[10] Patteisky, K., Teichmüller, M. *Inkohlungs-Verlauf, Inkohlungs-Maßstabe und Klassifikation der Kohle auf Grund von Vitrit-Analysen.* Brennst. Chemie 41, 79—84; 97—104; 133—137, 1960.

[11] Robert, P. *Approche de la géothermie des series sédimentaires par l'étude de la diagenèse organique : relations avec la tectonique profonde de l'écorce.* Bull. Centre Rech. Pau-SNPA, 10, 1, p. 271—285, 1976.

[12] Teichmüller, M. *Increase of coal rank with depth.* În : Stach's Textbook of Coal Petrology, p. 44, 318, 1975.

[13] Teichmüller, M., Teichmüller, R. *(Significance of coalification studies to Geology.* În : La Géologies des charbons, des schistes bitumineux et des kérogenes, Bull. Centre. Rech. Explor. Prod.Elf-Aquitaine, 5, 2. p. 491—534, 1981.

[14] Teichmüller, M., Teichmüller, R. *Verbreitung und Eigenschaften tiefliegender Steinkohlen in der Bundesrepublik Deutschland.* Glückauf Forschungshefte, 45, H3, p. 140—151, 1984

Studii experimentale privind viteza critică în hidrotransportul particulelor solide grele prin conducte

Dr. ing. **Alina Popovici**
Universitatea din București

Viteza critică constituie unul dintre cei mai importanți parametri hidraulici în vederea dimensionării economice a liniei de hidrotransport. Viteza critică (inferioară) a curentului — la care începe sedimentarea particulelor solide pe fundul conductei — condiționează viteza minimă a hidromasei de-a lungul conductei, ținînd seama și de pericolul înfundării acesteia cu material solid. La rîndul său, viteza hidromasei determină direct diametrul minim și grosimea conductei, care reprezintă factorii esențiali în economisirea metalului.

Avînd în vedere multitudinea parametrilor interdependenți, care determină proprietățile hidrodinamice ale apei cu suspensii solide, revistele de specialitate [4 ; 7 ; 8] stipulează că — în etapele inițiale ale proiectului tehnic al liniei de hidrotransport — studiile de laborator privind caracteristicile fizice ale materialului solid, ca și parametrii hidraulici ai hidromasei, sînt indispensabile.

Circuitul experimental de hidrotransport este reprezentat în figura 1. Se remarcă cele două tronsoane cu pantă reglabilă ($\alpha = 5° \ldots 15°$), în sensul ascendent sau descendent al curentului, care corespund mai bine condițiilor de pozare ale conductelor pe teren.

Experimentările s-au efectuat cu concentrat de pirită de greutate specifică $\gamma_s = 46{,}8$ kN/m^3 și diametru mediu $d_m = 86$ μ și concentrat de calcopirită $\gamma_s = 41{,}9$ kN/m^3 și $d_m = 65$ μ. Figurile 2 și 3 prezintă caracteristicile granulației celor două concentrate. Deoarece mai mult de 50% din particulele solide au un diametru cuprins între 50 și 150 μ, hidromasa de pirită (HP) se situează la limita de separare dintre fluidele bifazate cu proprietăți nenewtoniene și fluidele cu proprietăți newtoniene, pe cînd hidromasa de calcopirită (HC) — avînd 50% din particule cu diametrul $<50\mu$ — este caracterizată de proprietăți nenewtoniene.

În acest studiu s-a utilizat doar concentrația în greutate C_g %.

În prezent, hidrotransportul de concentrate grele (sulfuri și oxizi de metale) se face la concentrații mari, 50—70%. Experimentările noastre s-au efectuat la concentrații de : 5, 10, 20, 25, 33,33 și 40 (1 solid/1,5 apă) și au continuat pentru concentratul de pirită cu concentrațiile de 45% și 50% (1 solid/1 apă). Ne-am oprit la aceste concentrații — relativ mici — din cauze obiective (cantitățile reduse de concentrate preconizate a fi transportate hidraulic, precum și temperatura ridicată a hidromasei în timpul experimentării non-stop,

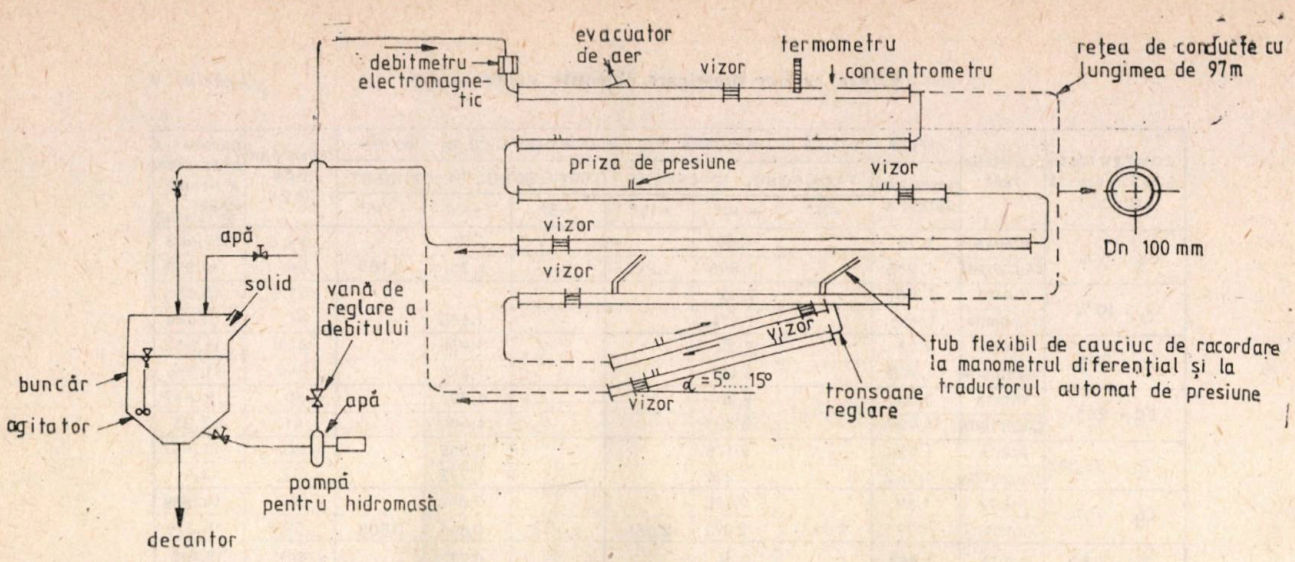
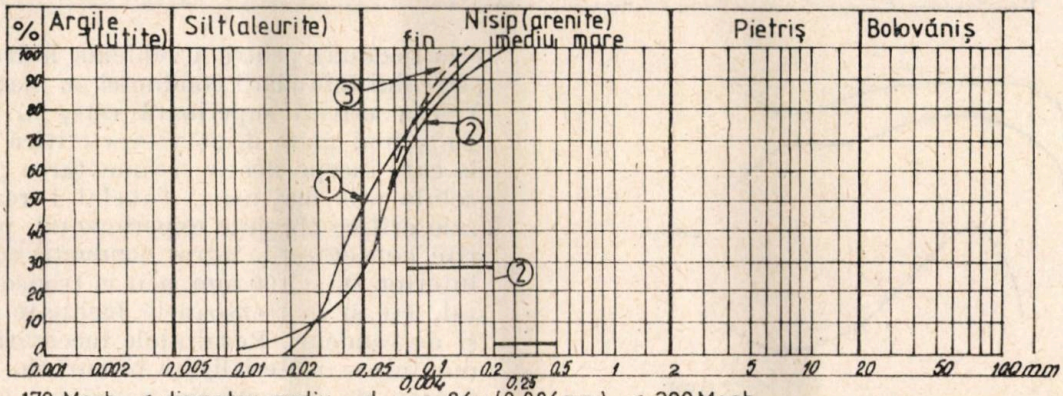


Fig. 1. Schema circuitului experimental de hidrotransport.



170 Mesh < diametru mediu , d_m = 86μ (0,086mm) < 200 Mesh

GRANULATIE UNIFORMA

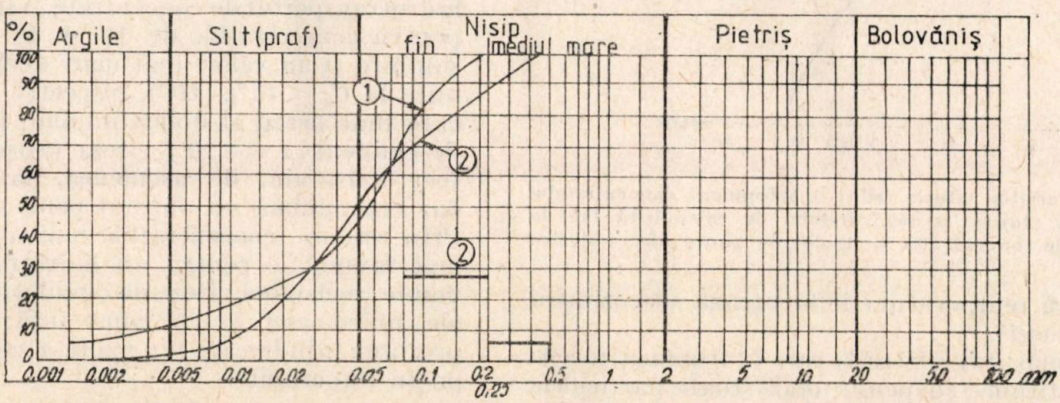
$d < 74\mu \simeq 66\%$ { 71 % arenite fine (0,25.....0,05mm)
29 % aleurite cu granule mari și medii
d = 50.....150μ ⩾ 50 %

$$u_1 = \frac{d60}{d10} = \frac{0,060}{0,027} = 2,22$$

$$u_2 = \frac{d60}{d10} = \frac{0,073}{0,0265} = 2,75$$

u = grad de neuniformitate

Fig. 2. Granulozitatea concentratului de pirită.



200 Mesh < d_m = 64,67 μ < 300 Mesh

GRANULATIE NEREGULATA

$d < 74\mu$ = 63,5.....68 %
$d < 50\mu \simeq 50\%$

{ 0,3.....9 % arenite medii
43.... 52 % arenite fine
48 % aleurite și lutite
(3.....12 % lutite)

$$u_1 = \frac{d60}{d10} = \frac{0,064}{0,012} = 5,33$$

$$u_2 = \frac{d60}{d10} = \frac{0,068}{0,0038} = 17,89$$

Fig. 3. Granulozitatea concentratului de calcopirită

Viteze critice superioare obținute experimental *Tabelul 1*

CONCENTRAȚIA GRAVIMETRICĂ Cg(%)	CONCENTRAT	VITEZA CRITICĂ SUPERIOARĂ m/s ÎN CONDUCTE CU D_i = 100 mm							TEMPERATURA (°C)	GREUTATEA SPECIFICĂ A HIDROMASEI γ_h (kN/m³)
		TRONSONUL ORIZONTAL	TRONSONUL ASCENDENT			TRONSONUL DESCENDENT				
			+5°	+10°	+15°	−5°	−10°	−15°		
Cg = 5%	PIRITĂ	1,15		1,68			0,796		34,8	10,403
	CALCOPIRITĂ	1,255		1,698	1,627		1,301 ?	1,185	34	10,396
Cg = 10%	PIRITĂ	1,835		2,12					41,5	10,853
	CALCOPIRITĂ	1,708		1,974			1,538		41	10,824
Cg = 20%	PIRITĂ	2,05		2,22			1,471		41,5	11,866
	CALCOPIRITĂ	1,995		2,268			1,613		44,5	11,796
Cg = 25%	PIRITĂ	2,037		2,20			1,30		> 50	12.447
	CALCOPIRITĂ	1,924		2,235			1,471		41	12,35
Cg = 33,33%	PIRITĂ	1,924		2,178			0,905		> 50	13,562
	CALCOPIRITĂ	1,952		2,221			1,273		52	13,4
Cg = 40%	PIRITĂ	1,89		2,065			0,849		> 50	14,588
	CALCOPIRITĂ	1,797	2,023	2,023	2,051	1,443	0,806	0,608	59,5	14,379
Cg = 45%	PIRITĂ	1,867		2,04			0,792		> 50	15,476
Cg = 50%	PIRITĂ	1,726		2,12	1,98		0,849		≃ 80	16,479

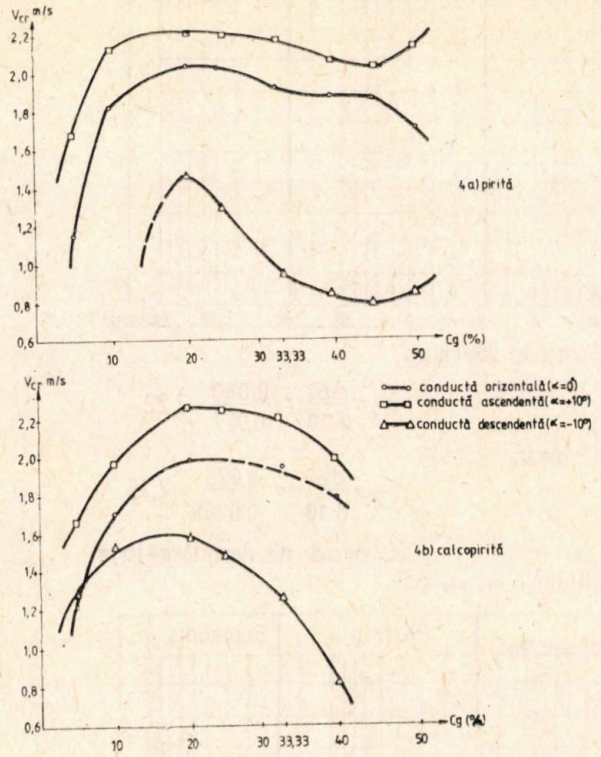


Fig. 4. Variația vitezei critice a hidromasei concentratului de pirită (4*a*) și a concentratului de calcopirită (4*b*) în funcție de concentrația sa, la diferite pante ale conductei.

știind că temperatura influențează viscozitatea hidromasei).

S-a măsurat viteza la care hidromasa începe să constituie o suspensie totală (toate particulele chiar și cele mai grosiere — care, înainte, la viteze puțin mai reduse, se deplasau încă prin saltație sau rostogolire pe fundul conductei — sînt antrenate în suspensie), care tinde să devină omogenă. Deci această viteză — denumită, de unii autori, cea de-a doua viteză critică sau viteza critică superioară — reprezintă chiar viteza necesară pentru a vehicula hidromasa fără pericolul înfundării conductei cu material solid. Viteza critică superioară este, în medie, cu 10% mai mare decît viteza critică inferioară, la care începe efectiv sedimentarea particulelor solide cele mai mari. Tabelul 1 rezumă vitezele critice obținute experimental, pentru diferite concentrații, într-o conductă cu diametru interior $D_i = 100$ mm, atît în tronsonul orizontal, cît și în tronsoanele înclinate (ascendent și descendent). Rezultatele încercărilor experimentale — materializate în curbele de variație funcție de concentrație, pantă sau natura concentratului (fig. 4...6) — au condus la următoarele concluzii asupra vitezei critice a hidromasei celor două concentrate.

● Cele două concentrate au același sens de variație a vitezelor critice (fig. 4); cele mai reduse au fost măsurate la concentrația $C_g = 5\%$ și cele mai mari la $C_g = 20\%$, concentrație care, deci, este cea mai defavorabilă în hidrotransportul de concentrate. Vitezele critice pentru concentrațiile de 10 și 40 — 45% sînt similare și au valori mai mari decît cele obținute la $C_g = 45\%$ (HC), respectiv 50% (HP), care marchează al doilea minim; în tronsonul descendent ($\alpha = -10°$) viteza critică maximă a fost măsurată, de asemenea, la $C_g = 20\%$, dar cea minimă s-a obținut pentru $C_g = 45\%$. Prin urmare, concentrațiile mai mari sînt cele mai favorabile pentru un hidrotransport economic, reclamînd viteze de circulație mai reduse ale hidromasei și, în consecință, pierderi de presiune prin frecare și o uzură a conductei mai puțin importante.

● Se remarcă valorile ridicate ale vitezelor critice obținute experimental; de exemplu, în tronsonul orizontal, $v_{cr.inf.} = 1{,}55$ m/s (HP, $C_g = 50\%$) și 1,62 m (HC, $C_g = 40\%$). Deci încercările noastre nu confirmă valorile reduse, de 1...1,1 m/s, preconizate de unii autori [3, 5] în cazul unui concentrat de calcopirită ase-

mănător cu cel utilizat de noi, transportat în condiții identice ($C_g = 50\%$, $D_i = 100$ mm). Rezultatele noastre sînt însă pe deplin concordante cu cele determinate experimental de alți autori [2] sau obținute în liniile de hidro-

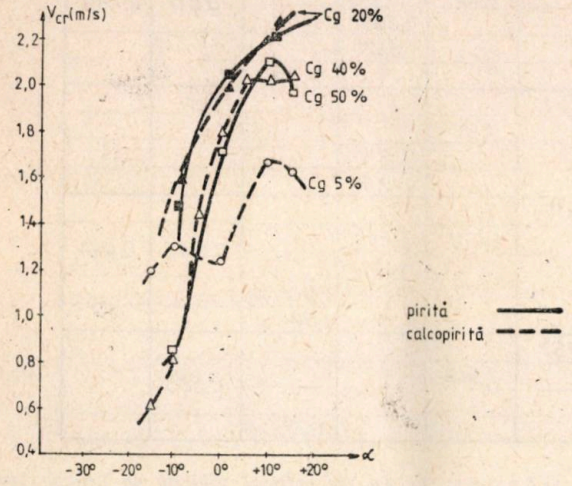


Fig. 5. Variația vitezei critice a hidromasei concentratelor de pirită și calcopirită la diferite concentrații, în funcție de panta conductei.

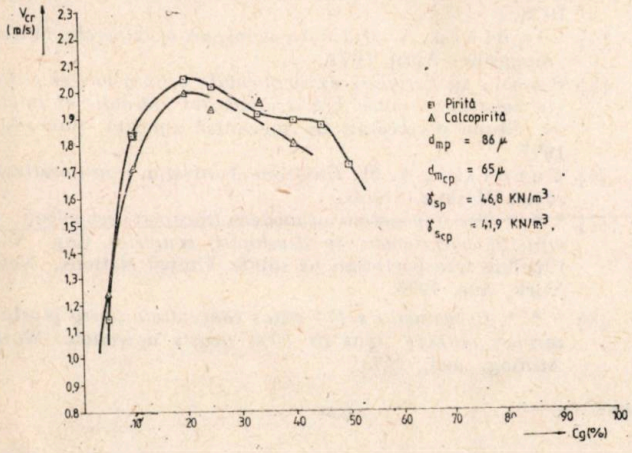


Fig. 6. Variația vitezei critice a hidromasei în tronsonul orizontal al conductei, funcție de concentrația sa și de caracteristicile fizice ale concentratului.

transport în funcțiune [4; 7; 8]. Astfel, la liniile de hidrotransport în funcțiune vitezele de circulație sînt, de regulă, mai mari de 1,5 m/s și nici o dată mai mici de 1,3...1,2 m/s.

● La concentrații egale, vitezele critice ale celor două concentrate sînt puțin diferite (fig. 6) — în general, în tronsonul orizontal sînt mai mici în cazul calcopiritei — contrazicînd previziunile care preconizau diferențe mai mari, din cauza greutății specifice și granulației puțin mai mari a piritei față de cele ale calcopiritei; ar fi posibil ca aceste rezultate să reflecte gradul mai mare de neregularitate al granulației concentratului de calcopirită.

● Una dintre cele mai interesante concluzii ale acestui studiu se referă la marile diferențe ale vitezelor critice măsurate (la aceeași concentrație a hidromasei) în tronsoanele înclinate și în tronsonul orizontal. În literatura de specialitate se găsesc rar referințe privind vitezele critice în tronsoanele înclinate ale conductelor [1; 5], deși, în general, acestea nu sînt pozate orizontal, ci în pantă. Noi am măsurat vitezele critice maxime în tronsoanele ascendente, cu un unghi $\alpha = +10°$ față de planul orizontal (tab. 1 și fig. 4 și 5), care pare să reprezinte panta cea mai periculoasă. Remarcăm că la unghiuri mai mari de 10° vitezele critice cresc mai lent, dar în hidrotransport nu se utilizează pante așa de mari din cauza pericolului de înfundare a conductei. În tronsoanele descendente se remarcă o reducere importantă a vitezelor critice, cu atît mai rapidă, cu cît concentrația este mai ridicată. Astfel, pentru cele două concentrate vehiculate pe tronsonul descendent ($\alpha = -10°$), la concentrații mai mari de $C_g = 33\%$, vitezele critice au o valoare de două ori mai mică în raport cu aceea din tronsonul orizontal.

● Condițiile de lucru într-un circuit închis de hidrotransport (realizabil într-un laborator) provoacă modificări ale unor proprietăți fizice (temperatura și viscozitatea) sau hidraulice (mărimea hidraulică și, deci, viteza critică) ale hidromasei, modificări care — în condiții normale — nu se produc în liniile industriale de hidrotransport în funcțiune.

● Vitezele critice obținute experimental au fost comparate cu cele furnizate de diferitele formule empirice, indicate pentru diametrul conductei utilizate ($D_i = 100$ mm) și pentru categoria de granulație (d_{30}=0,035...0,06 mm și $d_{90} = 0{,}08...0{,}13$ mm) a concentratelor testate (tab. 2). Toate aceste formule consideră viteza critică direct proporțională cu diametrul interior al conductei sau cu rădăcina sa pătrată, cubică sau de ordinul patru, cu mărimea hidraulică sau cu rădăcina sa cubică și cu greutatea specifică a particulelor solide. Unele formule mai complicate iau în considerare, de asemenea, și rădăcina pătrată a debitului de hidromasă, diametrul mediu al particulelor solide și rugozitatea activă pe fundul conductei. Astfel, după Roer, hidromasa trebuie să circule cu un depozit solid pe fundul conductei, deoarece în acest caz (Δ_1) viteza critică este mai redusă decît aceea datorată rugozității active (Δ), fără depozit. Alți autori — ținînd seama de pericolul înfundării conductei — nu împărtășesc părerea lui Roer, îndeosebi în cazul unei hidromase cu particule foarte fine, cînd este foarte dificil de a controla viteza care provoacă formarea depozitului solid (dorit cît mai labil).

În general, formulele empirice pun în evidență viteze critice asemănătoare acelora măsurate

Vitezele critice obținute experimental și calculate cu diverse formule empirice *Tabelul 2*

	Diametrul interior al conductei D_i (m)	Concentrația gravifică Cg (%)	Greutatea specifică a hidromasei γ_h (KN/m³)	Mărimea hidraulică Wm (cm/s)	VITEZA CRITICA (m/s)					
					EXPERIMENTAL	IUFIN	TAREVSCHI	ROER	SMOLDÎREV	EVDOCHIMOV KONORZ
HIDROMASA CONCENTRATULUI DE PIRITA	0,100	50	16,48		1,548					
				1,344		1,93	2,028		0,611	0,489
				0,745			1,666			
				0,597			1,547			
	$0,094 \approx D_{cr}$			0,745				1,455 (Δ)		
	0,100	40	14,59		1,701					
				1,407		1,65				
				1,344			1,807			
				0,745			1,485			
HIDROMASĂ CONCENTRATULUI DE CALCOPIRITA	0,100	40	14,38		1,617					
				0,956		1,478	1,58		0,545	0,448
	$D_{cr}(A_p) \approx 0,08$			0,745			1,46			
								1,197 (A_p)		
	$D_{cr}(\Delta) \approx 0,077$							1,32 (Δ)		
	0,100	33,33	13,4		1,757					
				0,984		1,348			0,685	
				0,745						
	$D_{cr} = 0,085$							1,372 (Δ)		

experimental în tronsonul orizontal, cu excepția formulelor lui Evdokimov-Konorz și Smoldîrev, care au fost stabilite pentru particule foarte fine, dar mult mai ușoare (argile și aleurite).

Rezultatele acestui studiu sînt importante pentru o dimensionare hidraulică (determinarea diametrului și regimului de curgere optimal) economică și sigură, deoarece, dacă se iau în considerare numai vitezele critice din conductele orizontale — cum se procedează de obicei — se poate periclita stabilitatea curgerii în tronsoanele ascendente sau supradimensiona tronsoanele descendente lungi.

Bibliografie

[1] Ghinescu, P., Solomon, I. *Hidromecanizarea în construcții.* Ed. tehnică, București, 1969.

[2] Göedde, E. *To the critical velocity og heterogeneous hydraulic transport.* Krupp Industrie — und Stahlbau, Duisburg, 1978.

[3] Ionescu Sisești, D., Cosma, Gh. *Studiul de fezabilitate privind hidrotransportul concentratelor de cupru și zinc, de la uzinele de preparare Antamina (Peru) pînă la portul Huacho de la Oceanul Pacific.* București, 1978.

[4] Lindford, A. *Hidraulic transport of minerals.* Mining magasine, April 1972.

[5] Roco, M. *Cercetări experimentale asupra vitezei critice în conductele pentru hidrotransportul hidraulic al solidelor.* Studii și cercetări de mecanică aplicată, București, 1977.

[6] Tarevski, A. M. *Ghidromechanizația meliorativnih rabot.* Moskva, 1956.

[7] * * * *The application of modern transport technology to mineral developement in developing countries.* Cap. VII, Pipeline transportation of solids. United Nations, New-York, aug. 1976.

[8] * * * *Bougainville's 17- miles concentrate slurry pipeline carriers 481826 tons in first year's operation.* World Mining, mai, 1973.

Ecuația structurală a coroziunii fisurante

Prof. dr. ing. **A. Pavel**
Institutul de Petrol și Gaze Ploiești

Coroziunea, în general, se definește — după Evans [1] — ca fiind distrugerea *într-un anumit timp* a metalelor și a aliajelor metalice în urma unor acțiuni chimice sau/și electrochimice ale mediilor de lucru (tehnologice) și înconjurătoare (ambiante) sau datorită — pur și simplu — unor dizolvări fizice.

Mediile în care se produce coroziunea se numesc *medii corosive* sau *medii agresive*, iar factorii fizici, chimici ori biologici, capabili să modifice aspectul sau caracteristicile unui material, element sau sistem tehnic supus acțiunii lor, se numesc *agenți de atac*. Intensitatea cu care se manifestă acțiunea mediilor corosive asupra unui material definește *agresivitatea* mediilor respective, iar materialul afectat de coroziune se numește *material corodat*. Modul de desfășurare a fenomenului de coroziune constituie *procesul de coroziune*. Porțiunea de suprafață a materialului pe care se amorsează procesul de coroziune se numește *centru* (*focar*) de coroziune, iar adîncimea distrugerii corosive a materialelor se numește *pătrundere* a coroziunii.

Factorii care influențează, în general, intensitatea și distribuția coroziunii pot fi grupați în [2]:

- factori legați de natura și tipul materialului sau elementului (structură, compoziție chimică și fazică, caracteristici fizico-mecanice, tensiuni mecanice inițiale-remanente, de montare, de pretensionare, de prestrîngere — etc.), numiți *factori interni* ai coroziunii; aceștia determină *susceptibilitatea* sau *insusceptibilitatea* materialului/elementului/sistemului tehnic dat față de un anumit tip de coroziune, pe de o parte, și, într-o oarecare măsură, agentul sau agenții de atac, pe de altă parte;
- factori legați de natura, proprietățile și compoziția chimică a mediilor agresive, precum și de condițiile de coroziune (temperatură, mișcare, concentrație, *pH* etc.), numiți *factori externi* ai coroziunii; aceștia determină, deci, mediul corosiv propriu-zis, pe de o parte, și, într-o mai mare măsură, agentul sau agenții de coroziune, pe de altă parte.

Coroziunea fisurantă este — din punctul de vedere al localizării și caracterului *distrugerii prin coroziune* — numai unul dintre cele peste nouă tipuri de *coroziune în profunzime* (coroziunea intercristalină, coroziunea transcristalină, coroziunea lamelară sau în lamă de cuțit, CORFIS, coroziunea filiformă, coroziunea erozivă, coroziunea selectivă de component, coroziunea selectivă de structură, coroziunea prin hidrogen etc.) pe care le menționează literatura de specialitate [1—6] și se datorește acțiunii *concomitente* în timp determinat, asupra unui material, element sau sistem tehnic care prezintă susceptibilitate, a mediilor corosive și a eforturilor unitare (tensiuni) corespunzătoare fie unei stări reziduale de solicitare mecanică, fie unei stări curente de solicitare mecanică, fie unei stări combinate (reziduală și curentă) de solicitare mecanică ori termomecanică, mai ales dacă aceasta din urmă este nestatică.

Așadar, alternativa coroziunii fisurante poate fi luată în discuție numai atunci cînd se îndeplinește — simultan în toate componentele sale — ecuația structurală redată în figura 1, în care:

τ reprezintă timpul, în general, în min, h, d, an;

τ_s — durata de serviciu, în h, an;

τ_f — durata după care survine fisurarea (fracturarea) prin coroziune, în s, min, h, d, an;

σ_{max} — intensitatea maximă a eforturilor unitare (tensiunilor) de întindere (tracțiune), corespunzătoare stării curente de solicitare mecanică sau termomecanică, în MPa (N/mm²);

σ_{rem} — intensitatea eforturilor unitare (tensiunilor) remanente/reziduale de întindere, în MPa (N/mm²);

σ_{CM} — nivelul valoric al caracteristicii mecanice (indice CM) de referință, de tipul efortului unitar normal (σ), respectiv de tip rezistență de rupere (σ_r, R), limită tehnică de curgere ($\sigma_c = \sigma_{0,2}$, $R_c = R_{0,2}$) etc., în MPa (N/mm²);

H — duritatea, în general, respectiv duritatea Brinell sau Poldy (HB), Rockwell (HR) — $B(HRB)$ sau $C(HRC)$ — Vickers (HV) etc.;

t_m — temperatura metalului pus în operă, în °C; K;

pH — simbolul pentru logaritmul zecimal, cu semn inversat, al concentrației ionilor de hidrogen dintr-o soluție*.

Dacă lipsește una sau lipsesc mai multe dintre componentele structurale ale ecuației din figura 1, atunci *alternativa coroziunii fisurante* (dar nu și cea a coroziunii, în general) *se exclude apriori.*

Conform corelației grafice generale redate (după NACE—S.U.A.) în figura 2, susceptibilitatea sau insusceptibilitatea unui anumit material tehnic pus în operă (sub formă de elemente sau sisteme de elemente → aparate tehnologice, mașini, conducte, rezervoare, construcții metalice etc.), față de CORFIS, după o anumită durată τ_s de punere sub sarcină mecanică sau termomecanică, trebuie înțeleasă astfel [2]:

1) dacă nivelul valoric σ_1 sau σ_2 al caracteristicilor mecanice ale materialului dat (în special rezistența de rupere și, respectiv, limita tehnică de curgere) sau/și cel al intensității tensiunilor mecanice (eforturilor unitare) maxime — după

Fig. 1. Ecuația structurală a coroziunii fisurante.

cumularea lor algebrică — din peretele elementului sau structurii corespunde mulțimilor de

* Concentrația în ioni de hidrogen, folosită ca măsură a acidității unei soluții (deoarece ionii de hidrogen dau caracter acid soluțiilor), se exprimă prin ecuația $pH = \log (H^{-1})$, în care H reprezintă concentrația în discuție. Se disting: soluții *neutre*, cu $pH = 7$ (deoarece $H = 10^{-7}$ în apa pură); soluții *acide*, cu $pH < 7$ și soluții *bazice*, cu $pH > 7$.

puncte de tipul *1* (pe curbă) și *2* (deasupra curbei), atunci materialul respectiv prezintă *susceptibilitate* față de coroziunea fisurantă și *cedează prin CORFIS* (DA) în momentul pentru care durata de serviciu $\tau \to \tau_s = \tau_f$;

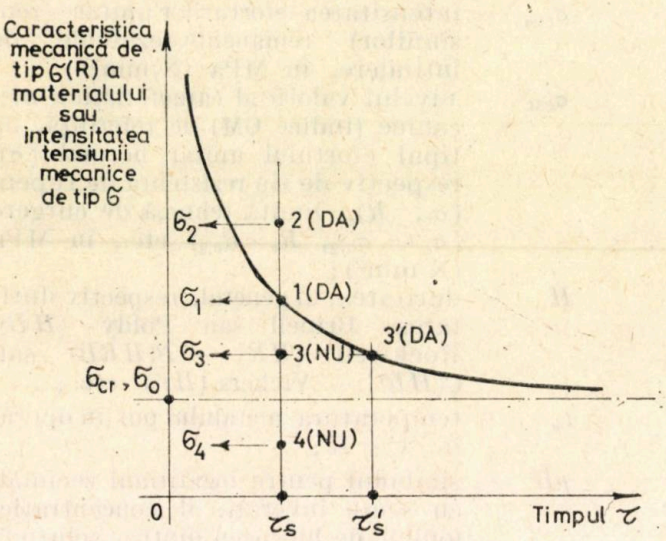


Fig. 2. Curba tipică a coroziunii fisurante.

2) dacă nivelul valoric σ_3 al caracteristicilor mecanice ale materialului dat ($\sigma_r = R_r$ și, respectiv, $\sigma_c = \sigma_{0,2}$, adică $R_c = R_{0,2}$) sau/și cel al intensității tensiunilor mecanice (eforturilor unitare) maxime — evident, tot după cumularea lor algebrică — din peretele elementului sau structurii corespunde mulțimii de puncte de tipul *3* (sub curbă), atunci materialul respectiv *nu prezintă susceptibilitate* (fiind, deci, insusceptibil) față de coroziunea fisurantă și *nu cedează prin CORFIS* în momentul pentru care durata de serviciu $\tau \to \tau_s < \tau_f$; același material, însă, *prezintă susceptibilitate* la coroziune fisurantă și, prin urmare, *cedează prin CORFIS* în momentul pentru care durata de serviciu $\tau \to \tau'_s = \tau_f$;

3) dacă nivelul valoric σ_4 al caracteristicilor mecanice ale materialului în discuție (σ_r, $\sigma_c = \sigma_{0,2}$, respectiv $R_r, R_c = R_{0,2}$) sau/și cel al intensității tensiunilor mecanice (eforturilor unitare) maxime — desigur, numai după cumularea lor algebrică — din peretele elementului sau structurii corespunde mulțimii de puncte de tipul *4*, pentru care $\sigma_4 \leqslant \sigma_0 = \sigma_{cr}$ (aici $\sigma_0 = \sigma_{cr}$ fiind ordonata asimptotei orizontale a curbei de tip hiperbolic), atunci materialul dat *nu prezintă susceptibilitate* (fiind, deci, insusceptibil) față de coroziunea fisurantă și *nu cedează prin CORFIS*, oricît de mare poate fi durata de serviciu (chiar dacă $\tau \to \tau_s \to \infty$); de altfel, numai în asemenea circumstanțe, materialele tehnice *sînt cu adevărat insusceptibile la CORFIS*; frecvent și uzual, mărimea reprezentativă $\sigma_0 = \sigma_{cr}$ se numește *tensiune mecanică* (*efort unitar*) *de prag* sau tensiune critică (efort unitar critic).

Practic, CORFIS se întîlnește — în condițiile pct. 1 — la aproape toate metalele și aliajele tehnice care sînt solicitate mecanic (sau termomecanic) în prezența unor medii de lucru suficient de agresive (tab. 1 și 2) [7]. De remarcat în figura 2 că, pentru toate materialele metalice (oțeluri etc.) susceptibile la CORFIS, cu diminuarea mărimilor fizice ale ordonatei (de tip σ)*, durata pînă la survenirea fracturării corosive se extinde progresiv.

Într-un consens unanim, lucrările de specialitate conchid că fisurarea corosivă se materializează ca atare numai în condițiile existenței unor solicitări mecanice — curente (exterioare) sau remanente (interioare) — cu efecte (tensiuni, eforturi unitare) de *întindere/tracțiune*, cele cu efecte de compresiune fiind agreate ca necauzatoare de CF și chiar ca amelioratoare ale rezistenței oțelurilor la CF, valorificîndu-se pe scară largă pentru preîntîmpinarea acestui mod de acțiune distructivă. Recent, însă, Chu și colaboratorii săi [9] au demonstrat experimental, în circumstanțe de laborator, pe epruvete din oțel moale testate pentru durate de pînă la 576 h, că fisurarea corosivă apare și în regimul solicitării mecanice la *compresiune (din încovoiere)*, manifestîndu-se *intercristalin*, însă timpul necesar pentru materializarea sa este de 10...100 de ori mai mare decît cel corespunzător solicitării mecanice de întindere (de asemenea din încovoiere) cu aceeași intensitate.

Anumiți cercetători apreciază că fisurarea corosivă a oțelurilor survine numai la intensități ale tensiunilor mecanice apropiate de sau depășind limita lor tehnică de curgere [10 etc.]. Parkins [11] și Hitarașvili [12] notează, însă, că, în soluțiile de azotați și în cele bazice concentrate, fisurarea corosivă a oțelurilor se poate evidenția la tensiuni mecanice sub nivelul $\sigma_c = \sigma_{0,2}$. De altfel, potrivit lui Ajoghin [13], Kennedy—Whittauer [14], Karpenko ș.a. [15] etc., oțelurile de mare (înaltă) rezistență sînt sensibile la CORFIS pentru tensiuni mecanice considerabil mai mici decît σ_c, iar, potrivit lui Phelps-Loginow [16], în atmosfera marină, aceleași oțeluri sînt afectate de CORFIS de asemenea pentru tensiuni mecanice inferioare caracteristicii mecanice σ_c. Prin urmare, se poate conchide că fisurarea corosivă nu este apriori exclusă în absența deformațiilor plastice. De remarcat, totodată, că solicitările *dinamice* generează extinderea amplă a primei fisuri mecanice datorite coroziunii și accelerează dezvoltarea procesului corespunzător de fracturare [17].

---

* Se subînțelege influența favorabilă a diminuării durității *H→HB, HV, HRC* etc. și, respectiv, a recoacerii de detensionare a elementelor și structurilor, în scopul eliminării tensiunilor mecanice reziduale [8].

Tabelul 1

Fisurarea corosivă a metalelor în diferite medii
(După Johnson [70] și Logan [86] *)

Tipul de aliaj	Mediu (agentul) corosiv	Autorul sau sursa
1	2	3
Aliajele de aluminiu		
Al—Zn	Aer	Cohn (1913)
Al—Mg	Soluții de NaCl + H_2O_2, NaCl, aer	Dix (1940)
Al—Mg, Al—Cu—Mg și Al—Mg—Zn	Apă de mare	Althoff (1938)
Al—Zn—Cu	Soluții de NaCl, NaCl+H_2O_2	Dix (1940)
Al—Zn—Mg—Mn, Al—Zn—Mg—Cu—Mn	Apă de mare	Bungardt și Schaitberger (1943)
Al—Cu—Mg—Mn	Soluție de NaCl+H_2O_2	Mears (1944)
Al—Cu	Soluție de NaCl+H_2O_2, NaCl, NaCl+$NaHCO_3$, KCl, $MgCl_2$	Colner și Francis (1958)
Al—Mg	Soluții de $CaCl_2$, NH_4Cl, $CoCl_2$	Farmery și Evans (1955—56)
Aliajele de magneziu		
Mg—Al	Soluții de HNO_3, NaOH, HF	Timonova (1957)
Mg—Al	Apă distilată	Perryman (1951)
Mg—Al—Zn—Mn	Soluție de NaCl+H_2O_2	Mears (1944)
Mg—Al—Zn—Mn	Atmosferă de litoral marin, soluție de NaCl+K_2CrO_4	Loose și Barbian (1944)
Mg—Al—Zn—Mn	Aer umed+SO_2+CO_2	Timonova (1957)
Mg	Soluție de KHF_2	Perryman (1951)
Aliajele de cupru		
Cu—Zn, Cu—Zn—Sn și Cu—Zn—Pb	Vapori și soluții de NH_3	Morris (1930)
Cu—Sn—P	NH_4OH(concentrat)	Moore (1921)
Cu—Zn	Amine	Rosenthal și Jamieson (1944)
Cu—Zn—Ni și Cu—Sn	Vapori și soluții de NH_3	Bassett (ASTM)
Cu—Zn—P și Cu—As	Aer	Arnott (1921), Pinkerton și Tait (1926)
Cu—P, Cu—As, Cu—Sb, Cu—Ni, Cu—Al, Cu—Si, Cu—Zn, Cu—Si—Mn	Atmosferă umedă de NH_3	Thompson (1949)
Cu—Si—Mn	Abur	Burghoff și Mitchell (1939)
Cu—Zn—Sn—Mn	Apă	Merica și Woodward (1919)
Cu—Au	Soluții de NH_4OH, $FeCl_3$, HNO_3	Graf și Budke (1955)
Cu—Zn și Cu—Zn—Mn	SO_2 umed, soluții de $Cu(NO_2)_2$	Wilson (1944)
Cu—Mn	SO_2 umed, $Cu(NO_2)_2$, H_2SO_4, HCl, soluții de HNO_3	Wilson (1944)
Cu—Zn, cu mici adaosuri de Al, As, Be, B, Cd, Co, Au, Pb, Mn, Ni, Pd, Ag, Sr, Tm, Sn, Sb, Ba, Bi, Ca, Ce, Cr, Fe, Mg, P, Si, Te, Ti, Zr, Li, Nb, Mo, K, Se, Na, S, Ta	Atmosferă umedă de NH_3	Wilson (1944)
Cu—Ni—Si	Atmosferă umedă de NH_3	Wilson (1944)
Cu—Al—Fe	Abur	Klement (1959)
Cu—Be	Atmosferă umedă de NH_3	Nichols și Rostoker (1963)
Aliajele feroase		
Oțeluri cu conținut redus de carbon	NaOH+Na_2SiO_3	[126]
	$Ca(NO_3)_2$, NH_4NO_3 și soluții de $NaNO_3$	[73]
	HCN+$SnCl_2$+$AsCl_2$+$CHCl_3$	[113]
	Soluție de Na_3PO_4	[126]
	Soluție de NaOH pur	[30]
	NH_3+CO_2+H_2S+HCN	[101]
	Soluții de NaOH, KOH; soluție de MEA+H_2S+ +CO_2+$Fe(AlO_2)_3$+Al_2O_3 + soluție de CaO	[101]
Fe—Cr—C (Oțeluri Cr)	HNO_3+H_2SO_4	[65]
	$MgCl_2$+soluție de NaF	[144]
	NH_3 lichid, fără apă	[29]
	Mediu de H_2S	[101, 163, 180]
	Soluție de $FeCl_3$	[140]

Tabelul 1 (continuare)

1	2	3
	NH_4Cl, $MgCl_2$, $(NH_4)H_2PO_4$, soluții de NaH_2PO_4	[144]
	H_2SO_4+soluție de NaCl	Ajoghin (1957)
	NaCl+soluție de H_2O_2, apă de mare	Mears (1944)
	Soluție de H_2S	Bowers (1952)
		Fraser și Tresseder (1952)
Fe—Ni—C (Oțeluri Ni)	HCl+H_2SO_4, abur	Romanov (1960)
	Soluții de H_2S	Bowers (1952), Fraser și Tresseder (1952)
Fe—Cr—Ni—C	NaCl+soluție de H_2O_2, apă de mare	Mears (1944)
(Oțeluri Cr/Ni)	H_2SO_4+soluție de $CuSO_4$	Hoyt și Scheil (1939)
	$MgCl_2$, $CoCl_2$, NaCl, soluții de $BaCl_2$	Scheil (1943)
	CH_3CH_2Cl+apă	Hodge și Miller (1940)
	LiCl, $ZnCl_2$, NaCl, soluții de NH_4Cl	Franks (1944)
	Soluții de $(NH_4)_2CO_3$	Mackay (1944)
	NaCl, NaF, NaBr, NaI, NaH_2PO_4, Na_3PO_4, Na_2SO_4, $NaNO_3$, Na_2SO_3 $NaClO_3$, soluții de $NaC_2H_3O_2$	Phelps și Mears (1962)
	Abur+cloruri	Davis (1950)
	Soluții de H_2S	Bowers (1952), Fraser și Tresseder (1952)
	Soluție de NaCl+NH_4NO_2, soluție de NaCl+$NaNO_2$	Logan și Sherman (1956)
	Acizi politionici	Samans (1964), Heller și Prescott (1965)
	Aliajele din nichel	
Ni	Soluții de NaOH, KOH; topitură de NaOH	Fraser (1944)
Ni—Cr—Fe	NaOH+soluție sulfuroasă, abur	Fraser (1944)
Ni—Cu	Topitură de NaOH, soluție de H_2SiF_6, acid cromic, ulei sulfonat, abur	Logan și Sherman (1956)
Ni—Cu—Al, Ni—Cu, Ni—Al, Ni—Cr—Fe, Ni—Cr—Fe—Ti	Vapori de HF	Copson și Cheng (1956)
	Aliajele de titan	
Aliaje de Ti	NaCl în stare solidă, la 290°C	Boyd și Fink (1964)
Ti—6Al—4V	Electroliți, în condiții normale	Brown (1966)
	N_2O_4, în stare lichidă	[86]
	Alte metale și aliaje	
Zr	Soluții de $FeCl_3$	Dunham și Kato (1961)
Pb	Soluții de $Pb(OAc)_2+HNO_3$	Cohen și Helderman (1914)
	Aer	Arehbutt (1921)
Au—Cu—Ag	Soluții de $FeCl_2$	Roberts—Austen (1886)
Cu—Au	HNO_3+HCl, NHO_3,$FeCl_3$, soluții de NH_4OH	Graf (1956)
Ag+Au	HNO_3+HCl, HNO_3, soluții de $FeCl_3$	Graf (1956)
Ag—Pt	Soluții de $FeCl_3$	Schneider și Esch (1943)

* Referirile bibliografice din tabelele 1 și 2 se regăsesc ca atare în lucrarea [7].

O b s e r v a ț i i. **1.** Relativ recent, a fost general recunoscută importanța rolului oxigenului în CF a metalelor. **2.** Conform ipotezei lui Evans [42, 1941], fisurile corosive în oțelurile cu conținut redus de carbon se formează sub acțiunea agenților agresivi ce formează cu fierul complecși solubili. Se va reține, însă, că, deocamdată, încă nu s-a explicat complet de ce anumite combinații chimice, care acționează reciproc și considerabil mai energic cu oțelurile respective, nu cauzează distrugeri similare [86].

Literatura ultimului deceniu acordă o semnificație aparte mărimii reprezentative $\sigma_0 = \sigma_{cr}$, sub care, așa cum s-a precizat anterior, pentru un mediu corosiv nominalizat, CF a unui anumit oțel sau alt material tehnic nu se mai poate produce. De cele mai multe ori, mărimea respectivă are valori pozitive și destul de ridicate, însă nu trebuie să surprindă și valorile $\sigma_0 = \sigma_{cr}$ nule sau negative. De regulă, valorile $\sigma_0 = \sigma_{cr} \leqslant 0$ indică existența în materialul pus în operă a unor tensiuni mecanice remanente (reziduale) cu intensitate așa de ridicată, încît CORFIS devine reală chiar în absența materializării solicitării mecanice exterioare cu efecte de întin-

Tabelul 2

Fisurarea corosivă a oţelurilor şi a altor aliaje în diferite medii agresive

(Sinteza autorului)

Tipul de material	Mediu (agentul) corosiv	Sursa
1	2	3
Oţeluri cu conţinut redus de carbon	Soluţie de azotat de amoniu	[45]
Oţeluri	Condensuri conţinînd H_2S	[171]
Oţeluri Cr martensitice şi austenitice, aliaje de Al, de Cu, de Ni, de Ti etc.	Diferite medii agresive	[15]
Oţeluri pentru construcţii metalice	Atmosferă industrială pe platforma unui combinat chimic: gaze agresive (SO_2,SO_3,H_2S, CO,CO_2,NO_2, NH_3, Cl_2 etc.) şi particule solide (praf, funingine) de impurităţi; degajări de gaze (H_2SO_4, HCl, HNO_3, HCN ş.a.) ce devin corosive la umiditatea aerului de 60...70% şi temperaturi de peste +10°C	[142]
Oţeluri de înaltă rezistenţă, cu rezistenţa de rupere $\sigma_r \geqslant 1\,400$ MPa	Diferite medii agresive, în general	[2, 77, 83]
Aur, aliaje de Al, de Cu şi de Ti, oţeluri de înaltă rezistenţă şi inoxidabile	Diferite medii agresive	[54]
Oţeluri inoxidabile	Soluţie de 44% $MgCl_2$, la 153°C	[104]
Oţeluri slab aliate	Apă	[24]
Oţeluri de construcţie	Apă de mare	[72]
Oţeluri şi aliaje de Al	Mediul exterior	[101]
Oţelul sovietic 30HGSA	Soluţi apoase de H_2S şi HCl la temperatura camerei	[88]
Oţeluri carbon (St.3; 20) şi slab aliate (16GS, 09G2S, 17GS), sovietice	Soluţii apoase de monoetanolamină (MEA), folosite la purificarea gazelor de H_2S şi CO_2	[19, 33]
Oţel slab aliat BH 36, Firma Rheinstahl HAG	Mediu alcalin	[35]
Oţeluri carbon şi slab aliate	Medii specifice aparaturii tehnologice petrochimice în construcţie sudată	[101,108,161]
Oţeluri de mare rezistenţă mecanică	Mediu de HCl Mediu de H_2S	[115] [153]
Oţeluri inoxidabile	Mediu de HCl	[111]
Oţeluri inoxidabile martensitice, feritice şi bifazice (ferito-austenitice)	Mediu ambiant agresiv	[155]
Oţeluri inoxidabile îmbătrînite	Mediu apos cu 5% NaCl, 0,5% CH_3COOH şi H_2S	[50]
Oţeluri austenitice	Mediul înconjurător Medii tehnologice specifice rafinăriilor Medii alcaline Medii cu cloruri şi soluţii clorurate Medii corespunzătoare condiţiilor de exploatare ale instalaţiilor de reformare catalitică (oxiclorurarea catalizatorului)	[146] [28] [170] [172] [6]
Oţeluri austenitice deformate la rece	Condiţii de laborator	[25]
Oţel austenitic manganos (8% Mn, 8% Ni, 4% Cr, 0,6% C)	Răcirea turbogeneratoarelor de curent alternativ cu aer sau cu hidrogen	[100]
Oţel austenitic H18N10T, sovietic	Nămol sulfuros Soluţie de MEA, la circa 300°C; soluţii apoase de combinaţii organice, cu caracter alcalin Influenţa tratamentului termic	[76] [108] [116]

Tabelul 2 (continuare)

1	2	3
Oţeluri pentru ţevi	Mediu de H_2S	[80]
Oţeluri slab aliate cu Ni şi suduri ale acestora	Soluţie saturată NACE de H_2S	[124]
Inconel 600 şi X750	Apă la 300°C şi 350°C	[18, 46]
Suduri	Mediu de H_2S	[85]
Suduri austenitice ale oţelului sovietic 15H5M	Medii agresive de hidrocarburi care conţin ioni de clor, H_2S, diferite substanţe alcaline etc.	[109, 162, 177]
Suduri	Apă de mare, soluţii alcaline	[56]
Oţeluri slab aliate (cu Mn şi Si), de tip StE 355 şi StE 460 (cu limită de curgere de 355 şi 460 N/mm^2)	Mediu de amoniac lichid (rezervoare sferice)	[60, 87, 91, 102, 175,176]
Oţeluri slab aliate Mn/Si	Mediu de gaze petroliere lichefiate→GPL (rezervoare sferice), impurificate cu H_2S şi RSH	[102]
Oţeluri slab aliate Cr/Mo (de tip 13CrMo44)	Mediu de acid azotic (cazan recuperator în industria azotului)	[112]
Oţel inoxidabil AISI 304	Mediu cu ioni de clor (recipient de 25 m^3, după circa zece ani de exploatare), la 160°C	[51]
Oţel ASTM A-212, Grade B	Mediu de CO_2 (coloană de adsorbţie a unei instalaţii de amoniac, după nouă ani de exploatare)	[145]
Oţeluri	Petrol brut şi gaze cu conţinut ridicat de cloruri şi de hidrogen sulfurat (armături industriale de închidere)	[93]
Oţeluri, suduri	Medii schimbătoare de căldură (aparate de schimb de căldură, îmbinări prin mandrinare, îmbinări sudate ale fasciculelor tubulare)	[9, 74]
Oţeluri	Medii tehnologice specifice aparatelor chimice şi petrochimice	[56, 101]

dere-tracţiune (cazul alamelor α în mediu de amoniac, la care fisurarea sezonieră este efectivă [18]).

Evident, o influenţă determinantă asupra fracturării corosive a oţelurilor revine compoziţiei chimice a mediilor agresive, asupra căreia nu se poate insista în lucrarea prezentă. Se reţine numai că, în contextul dat, Thompson şi Keys [19] disting următoarele procese de distrugere : oboseala corosivă, hidrogenarea şi fisurarea corosivă. Corelarea dintre fragilizarea prin hidrogen şi CORFIS se fundamentează în comunicarea [20], rolul hidrogenului în procesul de fisurare corosivă se examinează în studiul [21], iar analiza schematică a acţiunii mediilor agresive industriale asupra materialelor folosite în construcţia de utilaj chimic se exemplifică în lucrarea de sinteză [22], bazată pe 43 de referiri bibliografice. Alte aspecte fizico-chimice şi mecano-chimice privind CORFIS, în general, şi iniţierea fracturării corosive, în particular, se studiază în lucrările [11 ; 23—29 ş.a.].

Unele aspecte fractografice ale coroziunii fisurante, privind comportarea anumitor oţeluri de mare rezistenţă în mediu de acid clorhidric, au fost relevate de Radovici şi Popa [30], emisiunea acustică din timpul fenomenului CORFIS la oţelurile similare fiind examinată de Mc Intyre şi Green [31]. Proiectarea cu luarea în consideraţie a rezistenţei la fracturare, în condiţiile influenţei mediului înconjurător, a fost fundamentată de Speidel [32], efectele mediului ambiant agresiv asupra evoluţiei precritice a fisurilor mecanice, în circumstanţe de CORFIS, s-au studiat de Scott [33], iar Zeis şi Paul [34] au dat sugestii pentru minimizarea fisurării corosive din punctul de vedere al intensităţii tensiunilor mecanice σ şi al temperaturii t_m, în discuţie fiind unele oţeluri inoxidabile.

Referindu-se la fisurarea rapidă (de ordinul minutelor) în regim de CORFIS a oţelurilor inoxidabile austenitice, Stoian [35] a reţinut următoarele *teorii clasice* privind fracturarea corosivă : teoria *electrochimică*, teoria *peliculei protectoare*, teoria *mecanică* şi teoria *dislocaţiilor*. Într-un context tematic similar, Petit [27] expune următoarele *modele teoretice* :

a) *despicarea* ca urmare a adsorbţiei atomilor sau ionilor de mediu agresiv în dislocaţii sau pe planurile de contactare a granulelor ;

b) *fragilizarea* prin hidrogen, care se accelerează în condiţiile polarizării catodice ;

c) modelul valorificînd *conceptele mecanicii ruperilor*;

d) *dizolvarea* electrochimică (anodică) la nivelul planurilor de lunecare, în locurile de ieşire la suprafaţa metalului a deviaţiilor, penetrarea respectivă datorindu-se deformaţiei microplastice survenite sub acţiunea tensiunilor mecanice efective (de întindere). Relativ recent, Tyzack [36] a propus o *teorie generală* a CORFIS. Potrivit lui Galvele [37], care reuşeşte o sinteză a cercetărilor (62 de referiri bibliografice) valoroase în domeniul CORFIS, problema elaborării unei *teorii sigure* privind fracturarea prin coroziune pare a fi nerezolvabilă deocamdată, deşi numărul lucrărilor de specialitate corespunzătoare este impresionant. Toate teoriile cunoscute şi mai mult sau mai puţin consacrate nu au suportat aşa-numitul test al timpului şi aceasta în primul rînd ca urmare a numărului mare de ipoteze pe baza cărora ele s-au elaborat. De altfel, Galvele consideră că perspectivele conturării unei *teorii satisfăcătoare* privind CORFIS nu sînt prea încurajatoare, deoarece informaţiile despre procesele la nivel atomic ce se desfăşoară la rădăcina (fundul) fisurii sînt încă modeste. Un mecanism al fisurării corosive, prezentat controversat, se regăseşte de asemenea în lucrările [13; 38—41 etc.].

Bibliografie

[1] Evans, U. R. *Korrosion. Passivität und Oberflächenschutz von Metallen.* Berlin, Springer, 1939 şi Korrozia i okislenie metallov. Moskva, Maşghiz, 1962.

[2] Pavel, A. *Elemente de inginerie mecanică şi întreţinerea utilajelor tehnologice petrochimice.* Vol. I, fasciculele I şi II. Ploieşti, Institutul de Petrol şi Gaze, 1976; Rev. de Chimie, 1979, **30**, 3, 272—277, respectiv 1981, **32**, 1 şi 2, 71—81 şi 176—184; *Elemente de inginerie mecanică* (pentru petrochimie). Bucureşti, Ed. didactică şi pedagogică, 1981; Mine, Petrol şi Gaze, **33**, 1, 38—45, respectiv 1984, **35**, 4 şi 6, 183—196 şi 287—300; *Securitate tehnică în industria petrochimică.* Curs postuniversitar. Ploieşti, Institutul de Petrol şi Gaze, 1986 (date nepublicate); *Coroziune şi protecţie anticorosivă.* Curs postuniversitar. Ploieşti, Institutul de Petrol şi Gaze, 1985/1986 (date nepublicate); *Siguranţa în funcţionare a utilajelor petrochimice* (3 vol.). Bucureşti, Ed. tehnică, 1987.

[3] Emelin, M. I., Gheraşimenko, A. A. *Zaşcita maşin ot korrozii v usloviah ekspluataţii.* Moskva, Maşinostroienie, 1980.

[4] Iurcenko, I. F. ş.a. *Korrozia svarnih soedinenii v okislitelnih sredah.* Moskva, Maşinostroenie, 1976.

[5] Todt, F. *Korrozia i zaşcita ot korrozii.* Leningrad, Himia, 1967.

[6] * * * *Tehnika borbi s korroziei.* Per. s polsk. Leningrad, Himia, 1978.

[7] Pavel, A. *Acţiunea distructivă a coroziunii fisurante, în componentele instalaţiilor tehnologice petrochimice.* Conferinţă. Simpozionul „Cercetarea în sprijinul modernizării producţiei", Ploieşti, 12—13 iunie 1987.

[8] Gossett, J. L. În: Chem. Eng. (USA), 1982, **89**, 23, 143—146.

[9] Chu Wu-Yang ş.a. În: Corrosion (USA), 1981, **37**, 6, 320—327; Eng. Fract. Mech., 1982, **16**, 1, 115—127 şi Scr. met., 1984, **18**, 6, 579—582.

[10] Logan, H. L. *The stress corrosion of metals.* New York, John Wiley, 1966; *Korrozia metallov pod napriajeniem.* Moskva, Metallurghia, 1970.

[11] Parkins, R. N. ş.a. În: J. Iron Steel Inst., 1952, **172**, 2, 149 şi 1953, **174**, 317; J. Appl. Chem., 1959, *9*, 445; Brit. Corr. J., 1972, **7**, 4, 154—167; Metal Sci., 1977, **11**, 8—9, 405—413; Mater. Perform., 1979, **18**, 10, 27—35; Mech. Behav. Mater. Proc. 3rd Int. Conf., Cambridge, 1979, **1**. Oxford e.a., 1980, 139—164; Metals Technol., 1982, **9**, 3—4, 122—129; Atom. Fract. Proc. NATO Adv. Res. Inst. Calcatoggio, 22—31 May, 1981. New York—London, 1983, 969—995 şi Corros. Power Generat. Equip. Proc. 8th Int. Brown Boveri Symp., Baden, Sept. 19—20, 1983. New York—London, 1984, 53—84.

[12] Hitaraşvili, M. G. ş.a. În: Fiz.-him. meh. materialov, 1971, **7**, 4, 19—23.

[13] Ajoghin, F. F. *Korrozionnoe rastreskivanie i zaşcita visokoprocinih stalei.* Moskva, Metallurghia, 1974.

[14] Kennedy, J. A., Whittauer, J. A. *Stress-corrosion cracking of high strenght steels.* London, Pergamon Press, 1968.

[15] Karpenko, G. V. ş.a. În: Fiz.-him. meh. materialov, 1971, **7**, 5, 99—100 şi *Korrozionnoe restreskivanie stalei.* Kiev, Tehnika, 1971.

[16] Phelps E. H., Loginow A. W. În: Corrosion, 1960, **16**, 100.

[17] Steinhauser, W., Urban G., În: Aluminium, 1969, **3** (May).

[18] Aebi, F. În: Z. Metallkunde, 1956, **47**, 6, 421.

[19] Thompson, K.R.L., Keys L.H. În: Metals Austral., 1978, **10**, 7, 8—10.

[20] Troiano, A. R., Fidelle, J. P. În: L'Hydrogène dans les métaux. Congr. Int., Paris, 29 mai/2 juin, 1972. Paris, Science et Industrie, 31—36.

[21] Bastien, G. P. În: Seventh World Petroleum Congr. 1967, **9**, 213—218.

[22] Shinohara, T., Matsumoto, K. În: Dzaire—J. Soc. Mater. Sci., Jap., 1981, **30**, 337, 951—962.

[23] Berry, W. E. În: Techn. Bull. Eng. Exp. Stat. W. Va Univ., 1968, **89**, 402—422.

[24] Engell, H. J. ş.a. În: Werkstoffe und Korrosion, 1969, **20**, 4, 281—300.

[25] Graf, L. În: Werkstoffe und Korrosion, 1969, **20**, 5, 408—413.

[26] Knott, J. F. În: Metals Technol., 1982, **9**, 3—4, 86—93.

[27] Petit, M. C. În: Corros. et prot. métaux. Ec. été CNRS, Les Houches, 26 Sept.—4 Oct., 1981, Paris, 1982, 176—190.

[28] Petrov, L. N. În: Fiz.-him. meh. materialov, 1981, **17**, 2, 21—25.

[29] Spähn, H. ş.a. În: Techn. Überwachung, 1973, 8—10; Bruchuntersuchungen und Schadensklärung, München-Berlin, 1976, 59—74 şi 88—90; Chem.-Ing.-Techn., 1980, **52**, 2, 89—98.

[30] Radovici, O., Popa, M.V. În: Rev. de Chimie, 1979, **30**, 2, 165—168.

[31] Mc Intyre, P., Green, G., În: Brit. J. Non.-Destruct. Test., 1978, **20**, 3, 135—140.

[32] Speidel, M. O., În: Mech. Behav. Mater. Proc. 3rd Int. Conf. Cambridge, 1979, **1**. Oxford, e.a., 1980, 109—137.

[33] Scott, P.M. În: Develop. Fracture Mech — **1**, London, 1979, 221—257.

[34] Zeis, L. A., Paul, G. T. În: Hydroc. Process., 1975, **54**. 9, 229.

[35] Stoian, L. În: Rev. de Chimie, 1974, **25**,1, 43—45.

[36] Tyzack, C. În: Int. J. Pressure Vessels and Pip., 1983, **12**, 3, 141—146.

[37] Galvele, J. R. În: Bol. Acad. nac. cienc., 1980, **54**, 1—4, 79—96.

[38] Bergreen, J. În: Werkstoffe und Korrosion, 1970, **21**, 8, 640—645.

[39] Radhakrishnan, V. M. ş.a. În: Indian J. Technol., 1980, **18**, 2, 67—69,

[40] Scully, J. C, În: Corrosion Sci., 1968, **8**, 10, 759—769.

[41] Smith, E. În: Adv. Fract. Res. Prepr. 5th Int. Conf. Fract., Cannes, 1981, Vol. 2. Oxford e.a., 1981, 1019—1023 şi Int. J. Pressure Vessels and Pip., 1982, **10**, 2, 81—92.

Contribuţii teoretice şi practice la partea hidraulică a pompelor volumetrice triplex cu piston plonjor 3 PG-20

Ing. **C. Şerban**
Întreprinderea de reparaţii motoare grele şi instalaţii petroliere Poiana Cîmpina

În tratatele de specialitate, pentru calculul şi proiectarea pompelor volumetrice cu piston, problema secţiunii de trecere prin supape a fluidului este tratată în mod diferit, folosind formule mai complicate sau mai simple.

De asemenea, problema determinării debitului mediu este tratată conform teoriei generale în baza acceptării ipotezelor de calcul al vitezei pistonului, şi anume :

- cînd lungimea bielei se consideră infinită (deplasarea pistonului este egală cu proiecţia arcului descris de manivelă pe axa cilindrului) ;
- cînd lungimea bielei nu este infinită (deplasarea pistonului este diferită de proiecţia arcului descris de manivelă pe axa cilindrului).

Prezentul articol examinează determinarea acestor mărimi la pompele triplex 3 PG-20.

Menţionăm originalitatea raţionamentului aplicat pentru demonstrarea formulelor arătate în prima parte a lucrării, privitor la secţiunea de curgere a fluidului prin supapă (p. Ia). Evident, această parte teoretică se poate aplica la toate secţiunile de supape cu taler avînd faţa de aşezare înclinată.

I. Secţiunea de trecere a fluidului prin supapă

a. Analizînd aspectul geometric al problemei, vom constata că, de fapt, în funcţie de înălţimea de ridicare a supapei şi de poziţiile succesive ocupate de unele puncte pe timpul ridicării talerului supapei, pentru calculul secţiunii de trecere se vor aplica două formule.

În figura 1 se observă că baza matematică de plecare este aceea a unui trunchi de con, a cărui generatoare o notăm cu g.

Suprafaţa laterală $S_l = \pi g(R + r)$.

$$R = \frac{D}{2} = \frac{EE'}{2} ;$$

$$r = \frac{d}{2} = \frac{BB'}{2} ;$$

$$g = BE ;$$

$$S_l = \pi g(R + r) = \pi\, BE\left(\frac{EE' + BB'}{2}\right). \quad (1)$$

Relaţiile din figura 1 ne permit să scriem :

$BD = h$;

$BE = BD \cos \alpha = h \cos \alpha$;

$EF = BE \sin \alpha = h \cos \alpha \sin \alpha$;

$BB' = D_1$;

$EE' = BB' + 2EF = D_1 + 2h \cos \alpha \sin \alpha$.

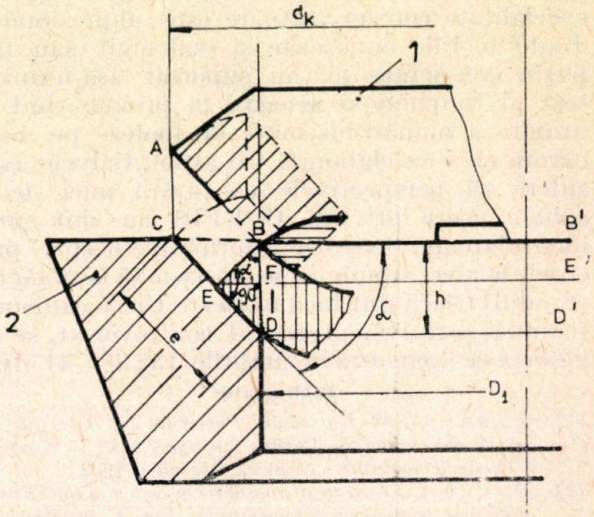


Fig. 1. Secţiunea de trecere între talerul şi scaunul supapei cînd punctul E se află sub punctul C :
1 — taler supapă ; *2* — scaun supapă.

Notînd suprafaţa laterală pentru acest caz cu S_l şi introducînd în formula (1), obţinem :

$$S_l = \pi\, BE\left(\frac{EE' + BB'}{2}\right) =$$

$$= \pi h \cos \alpha\left(\frac{D_1 + 2h \cos \alpha \sin \alpha + D_1}{2}\right) =$$

$$= \pi h \cos \alpha \frac{2(D_1 + h \cos \alpha \sin \alpha)}{2} =$$

$$= \pi \cdot D_1 \cdot h \cos \alpha + \pi h^2 \cos^2 \alpha \sin \alpha =$$

$$= \pi \cdot (D_1 h \cos \alpha + h^2 \cos^2 \alpha \sin \alpha).$$

Deci $S_l = \pi \cdot (D_1 h \cos \alpha + h^2 \cos^2 \alpha \sin \alpha)$. (2)

Această formulă este valabilă numai cînd în deplasarea sa pe verticală punctul E, care reprezintă proiecţia punctului B pe planul CD, la momentul t, se găseşte sub punctul C (vezi fig. 1).

În figura 2 s-a procedat la o translație pe verticală a talerului supapei, constituind deplasarea la momentul $t + \Delta t$ a talerului supapei, cînd proiecția punctului B pe planul CD a depășit punctul C.

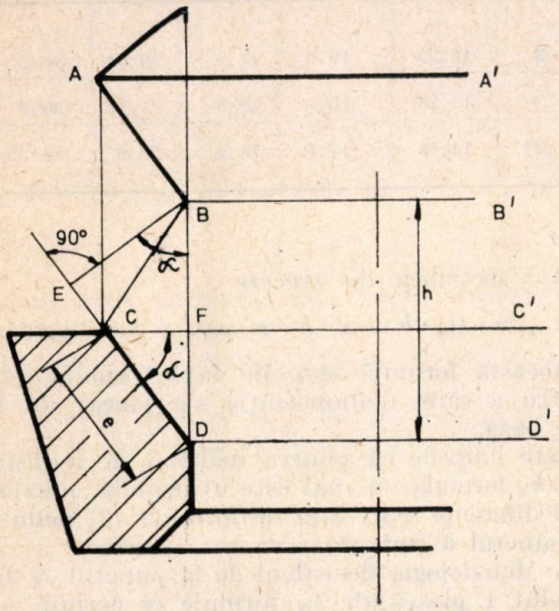


Fig. 2. Secțiunea de trecere între scaun și talerul supapei, cînd punctul E trece de punctul C.

În această situație se va obține o secțiune de trecere S_2.

Generatoarea trunchiului de con $g = BC$;

$$S_2 = BC \cdot \pi \left(\frac{CC' + BB'}{2} \right),$$

$$BC = \sqrt{CF^2 + BF^2},$$

$$CF = e \cos \alpha,$$

$$FD = e \sin \alpha,$$

$$BF = BD - FD = h - e \sin \alpha,$$

deci :

$$BC = \sqrt{e^2 \cos^2 \alpha + (h - e \sin \alpha)^2} =$$

$$= \sqrt{e^2 \cos^2 \alpha + e^2 \sin^2 \alpha + h^2 - 2h\, e \sin \alpha} =$$

$$= \sqrt{e^2 + h^2 - 2\, he \sin \alpha}.$$

$BB' = D_1$;

$FC = e \cos \alpha$;

$CC' = D_1 + 2\ FC = D_1 + 2e \cos \alpha$.

Valorile obținute se introduc în formula lui S_2:

$$S_2 = \pi \cdot \sqrt{e^2 + h^2 - 2he \sin \alpha} \cdot$$

$$\cdot \frac{(D_1 + D_1 + 2e \cos \alpha)}{2} =$$

$$= \pi \cdot \sqrt{e^2 + h^2 - 2h\, e \sin \alpha} \cdot$$

$$\cdot \frac{(2D_1 + 2e \cos \alpha)}{2} =$$

$$= \pi \cdot \sqrt{e^2 + h^2 - 2he \sin \alpha} \cdot (D_1 + 2e \cos \alpha).$$

Reținem deci :

$$S_2 = \pi \cdot \sqrt{e^2 + h^2 - 2he \sin \alpha} \cdot (D_1 + 2\, e \cos \alpha) \tag{3}$$

Valoarea lui h pentru care se trece de la formula (2) la formula (3) este aceea în care punctul E se confundă cu punctul C.

În figura 3 se prezintă aspectul geometric al acestei situații.

$$e = \overline{BD} \sin \alpha = h_k \sin \alpha;$$

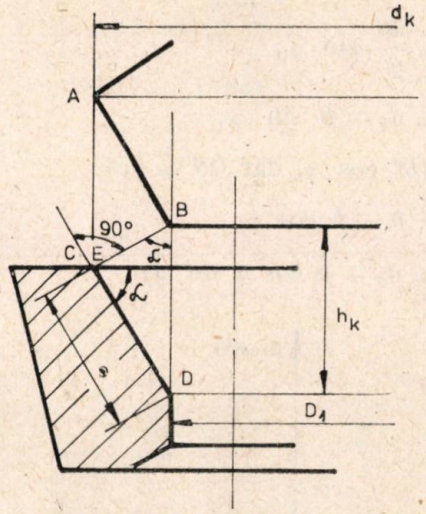


Fig. 3. Secțiunea de trecere între taler și scaunul supapei cînd punctul E se confundă cu C.

rezultă :

$$h_k = \frac{e}{\sin \alpha}. \tag{4}$$

Cu ajutorul formulelor (2), (3) și (4) se poate trasa diagrama variației secțiunilor funcție de înălțimea h (fig. 4) pentru unghiul α dat (de exemplu $\alpha = 55°$). Tot pe diagramă s-a figurat înălțimea h care separă domeniul de aplicare a formulelor (2) și (3).

În tabelul 1 sînt prezentate valorile secțiunilor calculate cu formulele (2) și (3) pentru $\alpha =$

Tabelul 1

Valoarea secţiunilor de trecere a fluidelor prin supapele pompei *3 PG-20* pentru diferite valori ale înălţimii de ridicare h şi $\alpha = 55°$ calculate prin trei metode

Nr. crt.	Înălţimea de ridicare h, în mm	3	5	10	12	15	18	20	25	30
1	Secţiunea de trecere S_1; S_2, cm² (cf. p. **a**)	2,34	3,97	8,4	10,3	13,25	16,3	18,5	29,0*	36,2*
2	Secţiunea Ω, cm²(cf. p. **b**)	2,34	3,97	8,4	10,3	13,25	16,3	18,5	24,18	30,3
3	Secţiunea A, cm²(cf. p. **c**)	2,83	4,72	9,45	11,34	14,18	17.0	18,9	23,6	28,35

* calculate cu formula (3).

$= 55°$, comparativ cu secţiunile obţinute prin aplicarea metodei de calcul al perimetrului şi secţiunii pe baza diametrului mediu obţinut pentru fiecare valoare a lui h (metoda prezentată la **b** şi **c**).

b. Pentru calculul secţiunilor prevăzute la numărul *2* din tabelul 1, s-au folosit următoarele formule, conform cu notaţiile arătate în figura 5.

$D_m = d_2 + 2pn$ – diametrul mediu al secţiunii;

$$pn = \frac{b}{2} \sin \varphi;$$

$$D_m = d_2 + b \sin \varphi;$$

$b = OS \cos \varphi$, dar $OS = h$,

deci: $b = h \cos \varphi$;

$$D_m = d_2 + h \cos \varphi \sin \varphi;$$

Ω – secţiunea de trecere.

$$\Omega = \pi \cdot D_m \cdot b = \pi \cdot h \cos \varphi (d_2 + h \cos \varphi \sin \varphi).$$

Această formulă este de fapt formula (2), pentru a cărei demonstraţie s-a plecat de la altă bază.

Este limpede că pentru înălţimi de ridicare $h > h_k$ formula nu mai este utilizabilă, prezentînd diferenţe mari faţă de formula (3) dedusă la punctul **a** (tab. 1).

c. Metodologia de calcul de la punctul 3 din tabelul 1 pleacă de la formule ce permit un calcul rapid, şi anume:

$$D_m = \frac{d_k + d^2}{2} = \frac{6{,}3 + 4{,}2}{2} = 5{,}25 \text{ cm},$$

pentru supapa pompei 3 PG-20

$A = \pi D_m b$, unde, ca şi la punctul **b**, vom avea $b = h \cos \varphi$.

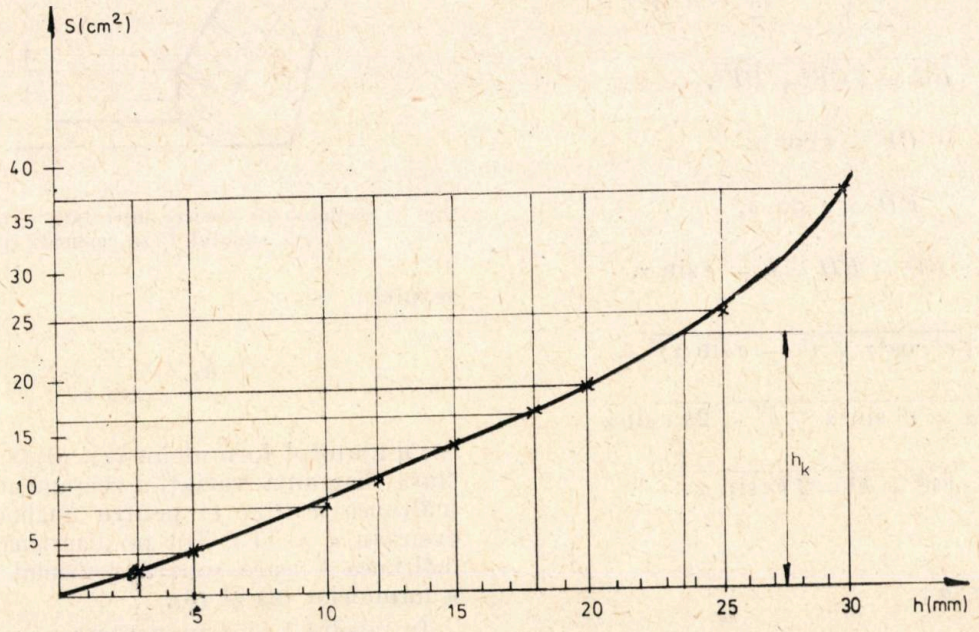


Fig. 4. Diagrama variaţiei secţiunilor pentru $\alpha = 55°$.

Diferenţele sînt notabile şi metoda poate fi utilizată numai orientativ.

În concluzie, pentru calcularea acestor secţiuni de trecere, este bine să se folosească formulele deduse la punctul **a** ca fiind riguros exacte din punct de vedere matematic.

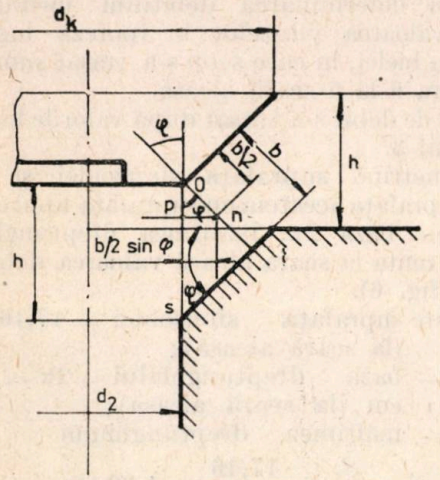


Fig. 5. Simbolurile mărimilor în baza cărora s-au calculat ariile de la punctele **b**, **c**, respectiv *2* şi *3* din tabelul 1.

II. Determinarea debitului

Conform teoriei generale vom deosebi debitul pe cursă şi debitul maxim.

A. *Debitul pe cursă*

În cazul pompei cu simplu efect şi în ipoteza lungimii infinite a bielei, vom avea :

$$dQ = F \cdot r \cdot \sin \beta \cdot d\beta$$

$$Q = \int_0^{\pi} dQ = F \cdot r \int_0^{\pi} \sin \beta \, d\beta = 2 F \cdot r = F \cdot s,$$

unde :

F este secţiunea pistonului ;

s — cursa pistonului ;

r — raza manivelei.

B. *Debitul maxim*

Debitul maxim este debitul instantaneu rezultat la momentul cînd viteza pistonului V_p va fi maximă.

Variaţia vitezei în raport cu timpul este o sinusoidă.

$$V = \frac{dx}{dt} = r \sin \beta \frac{d\beta}{dt}.$$

Variaţia debitului va fi tot o sinusoidă, fiind funcţie numai de variaţia vitezei, suprafaţa pistonului fiind o mărime constantă.

Desprindem cele două metode de calcul.

1. Cînd lungimea bielei $l \to \infty$

β este unghiul dintre manivelă şi axa cilindrului ;

$$v = \omega \cdot r \sin \beta ; \text{ cînd } \beta = \frac{\pi}{2}, \text{ atunci } v = \omega \cdot r,$$

$$\text{deci } Q_{max} = F \cdot \omega \cdot r = \frac{F\pi \cdot n \cdot r}{30}.$$

2. Cînd lungimea l este finită (cazul real)

În acest caz, formula vitezei este corectată cu cea rezultată din calcule în această ipoteză.

$$v = \omega \cdot r \cdot \left[\sin \beta \pm \frac{1}{2} \frac{r}{l} \sin^2 \beta \right] ;$$

$$Q = F \cdot v = F \cdot \omega \cdot r \left(\sin \beta \pm \frac{1}{2} \frac{r}{l} \sin^2 \beta \right).$$

Notăm termenul din paranteză cu u :

$$u = \sin \beta \pm \frac{1}{2} \frac{r}{l} \sin^2 \beta .$$

Viteza va fi maximă cînd anulăm derivata funcţiei u.

$$u' = \cos \beta + 2 \frac{1}{2} \frac{r}{l} \cos 2\beta = 0$$

$$\text{sau } \cos \beta = -\frac{r}{l} \cos 2\beta,$$

de unde :

$$\frac{\cos 2\beta}{\cos \beta} = -\frac{l}{r}. \qquad (5)$$

În cazul pompei 3 PG-20 relaţia (5) este satisfăcută pentru o valoare a lui $\beta = 82°30'$.

Referindu-ne tot la pompa 3 PG-20, unde vom nota :

— diametrul plunger $D_p = 57$ mm ;
— raza manivelei, $r = 50$ mm ;
— lungimea bielei, $l = 370$ mm ;
— $n = 164$ rot/min.,

vom avea :

$$F = \frac{3{,}14 \cdot 5{,}7^2}{4} = 25{,}5 \text{ cm}^2 ;$$

$$\omega = \frac{3{,}14 \cdot 164}{30} = 17{,}16 \text{ rad/s}.$$

În ipoteza **1**, obținem :

$$Q_{max} = F \cdot \omega \cdot r = 0{,}00255 \cdot 17{,}16 \cdot 0{,}05 =$$

$$= 0{,}002188 \text{ m}^3/\text{s/piston}.$$

În ipoteza **2**, avem :

$$Q_{max} = F \cdot \omega \cdot r \cdot \left(\sin\beta + \frac{1}{2}\frac{r}{l}\sin^2\beta\right) =$$

$$= 0{,}00255 \cdot 17{,}16 \cdot 0{,}05 \left(0{,}99144 + \frac{1}{2}\frac{5}{37} \cdot \right.$$

$$\left. \cdot 0{,}99144^2\right) = 0{,}00229 \text{ m}^3/\text{s/piston}.$$

În acest caz, $\beta = 82° 30'$, pentru care $\sin\beta = 0{,}99144$.

După cum se observă, diferența între valorile debitelor obținute prin cele două ipoteze este nesemnificativă din punct de vedere practic.

C. *Debitul mediu*

Determinarea lui Q_{med} se poate face în două moduri.

Determinarea teoretică a debitului mediu Q_{med}

Reamintim că variația debitului, ca și a vitezei, este o sinusoidă.

Pentru diferite valori ale unghiului β și ale vitezei pistonului, corespunzătoare acestor unghiuri, se trasează diagrama care reprezintă variația debitului (fig. 6).

Valorile instantanee ale vitezelor în cazul lungimii finite și infinite a bielei sînt redate în tabelul 2.

Pentru determinarea debitului mediu, s-a folosit valoarea vitezelor în ipoteza lungimii infinite a bielei, în care scop s-a trasat sinusoida din figura 6 la o scară aleasă.

Curba de debit s-a trasat după valorile înscrise în tabelul 3.

Planimetrînd suprafața sinusoidei și înlocuind suprafața acesteia cu suprafața unui dreptunghi cu baza 2π, înălțimea dreptunghiului va reprezenta la scara aleasă valoarea debitului mediu (fig. 6).

S_s este suprafața sinusoidei $= 17{,}46$ cm^2 (la scară aleasă);

b — baza dreptunghiului $= 2\pi = 12{,}56$ cm (la scară aleasă);

i — înălțimea dreptunghiului

$$i = \frac{S_s}{b} = \frac{17{,}46}{12{,}56} = 1{,}39 \text{ cm}.$$

La scară aleasă (1 cm $= 0{,}5$ dm^3/s) rezultă pentru 1,39 cm un $Q_{med} = 0{,}695$ dm^3/s $= 2{,}502$ m^3/h/piston, revenind pe o pompă triplex un $Q_{med} = 7{,}506$ m^3/h.

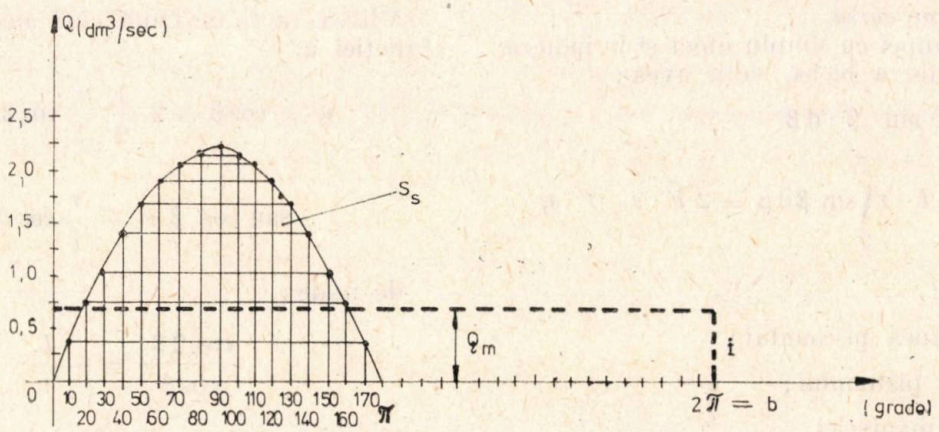


Fig. 6. Variația debitului și determinarea teoretică a debitului mediu.

Tabelul 2

Viteza pistonului pentru diferite valori ale unghiului β

Unghiul β, grade	0	10	20	30	40	50	60	70	80	82°+30′	90
Viteza pistonului, m/s $l \to \infty$	0	0,149	0,293	0,429	0,551	0,657	0,743	0,806	0,845	—	0,858*
Viteza pistonului, m/s $\frac{r}{l} = 0{,}135$	0	0,168	0,330	0,479	0,608	0,714	0,793	0,843	0,865	0,866*	—

* Corespunde vitezelor maxime.

Tabelul 3

Variația debitului funcție de viteza pistonului (respectiv de unghiul β) pentru pompa 3 PG-20 (∅ = 57 mm)

Unghiul β, grade	10	20	30	40	50	60	70	80	90
Q, dm³/s	0,380	0,748	1,1	1,4	1,67	1,89	2,05	2,15	2,19

Tabelul 4

Debitul real al pompei, măsurat prin cantitatea de lichid debitat într-o oră

Timpul, min	0	10	20	30	40	50	60	Total col.8 — col. 2
Indicație contor pentru debit, m³	35,8	37,0	38,19	39,38	40,565	41,75	42,935	7,13 m³/h

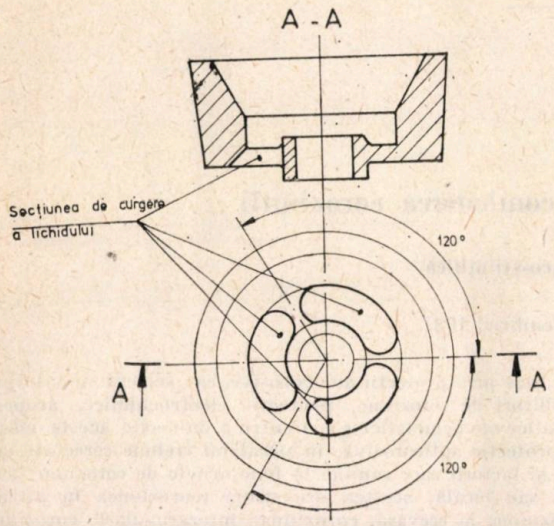


Fig. 7. Secțiunea de trecere a fluidului prin scaunul supapei.

Debitul mediu se poate calcula și direct, aplicînd formula:

$$Q_{med} = \frac{3\,F\,Sn}{60} = \frac{3 \cdot 0{,}00255 \cdot 0{,}1 \cdot 164}{60} =$$

$$= 0{,}002091 \text{ m}^3/\text{s} = 7{,}527 \text{ m}^3/\text{h/pompă}.$$

Diferențele se datoresc erorilor de planimetrare a suprafeței sinusoidei.

Determinarea practică a debitului mediu Q_{med}

Determinarea practică se face prin cîntărirea cantității de lichid pompată în unitatea de timp sau prin măsurarea lichidului pompat cu ajutorul unui contor volumetric.

Am folosit ultimul procedeu, înregistrînd lichidul pompat pe timp de o oră de o pompă 3 PG-20, avînd diametrul plungerului $\emptyset$ = = 57 mm.

Rezultatele măsurătorilor efectuate la intervale de 10 minute sînt înscrise în tabelul 4. Debitul real rezultat $Q_{med\ real} = 7{,}13$ m³/h.

Raportul dintre debitul real și cel teoretic ne dă randamentul volumetric.

$$\eta_v = \frac{Q_{med\ real}}{Q_{med\ teor}} = \frac{7{,}13}{7{,}527} = 0{,}95.$$

Datele oferite de literatura de specialitate ne confirmă că pompele cu piston avînd $D = 50-100$ mm realizează în general un randament $\eta_v = 0{,}90-0{,}97$.

Din acest punct de vedere, pompa se înscrie cu performanțe notabile în acest domeniu.

III. Vitezele în secțiunile de curgere a fluidelor prin scaunul supapelor

Nu vom trata acest capitol cu date de amănunt, el singur constituind titlul unei teme destul de ample.

Vom reaminti principiile de bază care generează calculele în acest domeniu.

- Viteza lichidului prin orificiul supapei este funcție de deschiderea supapei, care, la rîndul său, depinde de sarcina pe supapă.
- Din condițiile de echilibru ale forțelor ce acționează asupra scaunului supapei se poate scrie:

$$G + R = f_s \cdot \gamma \cdot H,$$

unde:

G — este greutatea subansamblului taler-supapă în lichid;
R — forța arcului asupra talerului supapei;
f_s — secțiunea discului supapei;
γ — greutatea specifică a fluidului pompat;
H — înălțimea coloanei de lichid.

Înlocuim valoarea lui H în formula vitezei, la curgerea prin orificii:

$$V_m = \sqrt{2 \cdot g \cdot h} = \sqrt{2 \cdot g \cdot \frac{G + R}{f_s \cdot \gamma}}.$$

• Presiunea arcului fiind diferită funcție de poziția talerului supapei, vom deosebi.

a. Poziția superioară a talerului supapei corespunzătoare lui h_{max}.

În acest caz, pistonul se găsește la jumătatea cursei, iar debitul pentru pompa cu simplu efect $= \pi \cdot Q_{med}$.

În figura 7 prezentăm secțiunea de trecere a fluidului prin scaunul supapei la pompa 3PG-20.

Vitezele de curgere se determină din relația de continuitate a debitului :

$$Q = v_1 \cdot s_1 = v_2 \cdot s_2.$$

De la aceste principii de calcul se pleacă la determinarea vitezelor medii și maxime, a înălțimii maxime de ridicare a supapei și a dimensionării arcului supapei.

b. În poziția inferioară, sarcina pe supapă se determină din condiția ca supapa să închidă fără lovituri,

deci :

$$h_0 = \frac{l}{250} \cdot ds.$$

Pentru proiectanții care lucrează în domeniul pompelor volumetrice, schemele de calcul sînt lucruri foarte cunoscute, iar experiența acumulată le permite să găsească cu ușurință soluții obișnuite sau mai puțin obișnuite.

Procese și produse noi pentru combaterea coroziunii

A V-a Consfătuire tehnico-științifică

Piatra Neamț, 23—25 septembrie 1987

Ținînd seama de stadiul atins în modernizarea bazei tehnico-materiale și de potențialul de cercetare de care se dispune în țara noastră, se prevede, pe ansamblul întregii economii, să se realizeze creșteri substanțiale ale gradului de valorificare a materiilor prime, reduceri importante ale consumurilor de materii și materiale, precum și îmbunătățirea nivelului tehnic și calitativ al produselor.

Pentru realizarea prevederilor de ridicare a nivelului tehnic și calitativ al produselor, este necesară creșterea substanțială a aportului cercetării științifice. În cadrul acestei acțiuni, un rol important îl are studierea și combaterea coroziunii instalațiilor industriale, știut fiind că, prin reducerea coroziunii materialelor metalice și nemetalice, se aduce o contribuție valoroasă la reducerea cheltuielilor de producție, la reducerea investițiilor, la mărirea duratei de funcționare a instalațiilor și o substanțială reducere a cheltuielilor de import.

Dezvoltarea intensă a industriei necesită cantități uriașe de materiale metalice și nemetalice, cum sînt : oțelurile, fontele, materialele plastice, betoanele, lemnul, sticla etc., în construirea de utilaje și diferite instalații. Aceste materiale vin în permanent contact cu mediul înconjurător (apa, aerul, solul sau diferite medii chimice) și suferă degradări în urma proceselor de coroziune. Aceste procese au loc și în prezența a diverși factori de influență, cum sînt : temperatura, presiunea, tensiunea mecanică, tratamentul termic sau mecanic al materialului, eroziunea, radiațiile, timpul etc.

Activitatea de combatere a coroziunii a căpătat o deosebită importanță, determinată de pierderile mari provocate de procesele de coroziune, aceste pierderi fiind cu atît mai mari, cu cît se referă la materiale prelucrate, aflate în exploatare — în cea mai mare parte — sub formă de utilaje, aparate, instrumente, construcții etc. La aceste pierderi directe de materiale, evaluate pe plan mondial la milioane de tone anual, trebuie adăugate și, de cele mai multe ori, cu valori mai mari, pierderile indirecte, cum sînt : impurificarea produselor industriale cu produși de coroziune, întreruperile proceselor de producție și altele. Aceste pierderi depășesc cheltuielile ce s-ar face prin protecții anticorosive, ca : selecții metalurgice inhibitori de coroziune, protecții electrochimice, acoperiri metalice sau nemetalice ș.a. Pentru a cunoaște aceste măsuri de protecție anticorosivă, în prealabil trebuie cercetate cauzele și factorii care conduc la fenomenele de coroziune generală sau locală, acestea din urmă (coroziunea în pitting, coroziunea în crevasă, coroziunea intergranulară, coroziunea fisurantă, coroziunea selectivă) fiind dintre cele mai periculoase și necesitînd cercetări mai aprofundate.

Ținînd cont și de faptul că, în urma proceselor de coroziune, pot apărea nu numai degradări ale instalațiilor industriale, ci și avarii ale acestora, cu pierderi de vieți omenești, rezultă — ca un imperativ atît economic, cît și social — necesitatea de a conserva, timp cît mai îndelungat, baza tehnico-materială a economiei unei țări și de a controla procesele de coroziune, pentru evitarea de accidente de producție. Cu alte cuvinte, este necesar a conserva și controla atît produsele muncii oamenilor, cît și activitatea productivă a acestora, pentru a preveni implicațiile pe care le pot aduce procesele de degradare a materialelor, în urma coroziunii. Acțiunea de combatere a coroziunii se impune cu atît mai mult astăzi, cînd industria este în continuă dezvoltare și are nevoie de cantități din ce în ce mai mari de materiale metalice și nemetalice, iar rezervele sînt limitate.

Preocupați în permanență de problemele majore pe care le ridică coroziunea și implicațiile ei economice, specialiștii din acest domeniu s-au întîlnit, în perioada 23—25 septembrie, în cadrul celei de-a V-a Consfătuiri „*Procese și produse noi pentru combaterea coroziunii*", în care au fost abordate cele mai noi realizări — în acest domeniu — din țara noastră. Lucrările Consfătuirii, discuțiile ce au urmat pe marginea referatelor științifice sau a conferințelor plenare, au putut da un răspuns celor interesați în rezolvarea problemelor de coroziune și vor da posibilitatea încheierii unor posibile colaborări producător-proiectant-cercetător. În acest fel cel interesat va putea ști la ce instituție sau colectiv să apeleze pentru rezolvarea problemelor de coroziune, rezolvare pe care cu toții o dorim, pe cît posibil, mai scurtă și, în orice caz, mai eficientă, știut fiind faptul că tot noi sîntem și producătorii și beneficiarii

bunurilor pe care le creăm și pe care le dorim a fi de bună calitate.

Cea de-a V-a Consfătuire s-a implementat, prin tematica sa, în studiul atît al fenomenelor de coroziune, cît și al modalităților de combatere a acestora. Organizată de către ICECHIM—Centrul de chimie fizică—București și cu ajutorul Centrului de cercetări pentru fibre chimice, Săvinești, sub auspiciile Comisiei de Chimie-Fizică, secția Chimie a Consiliului Național al Inginerilor și Tehnicienilor și a Comisiei Județene a Inginerilor și Tehnicienilor a Consiliului Județean al Sindicatelor Neamț, Consfătuirea și-a structurat lucrările astfel.

● Conferințe plenare, susținute de către experți din învățămîntul superior, specialiști în domeniul cercetării coroziunii și combaterii coroziunii.

● Două secții de comunicări științifice.

Secția I. *Procese de coroziune, aparatură și protecție electrochimică*, în care s-au prezentat 21 de lucrări,

Secția a II-a. *Inhibitori de coroziune și acoperiri protectoare*, în care s-au prezentat 20 de lucrări.

lucrările respective fiind elaborate de specialiști în domeniu, atît din învățămîntul superior, cercetare și proiectare, cît și din unitățile industriale din București, Brașov, Iași, Cluj, Pitești, Ploiești, Cîmpina, Făgăraș, Timișoara și Craiova.

Conferințele plenare au privit tematicile următoare.

— *Fracturarea asistată de mediu*, susținută de prof. dr. doc. O. Radovici, de la Institutul Politehnic București.

— *Procese de electrod la dizolvarea anodică a metalelor* susținută de prof. dr. doc. ing. S. Sternberg de la Institutul Politehnic București.

— *Măsuri de protecție anticorosivă a rețelelor subterane, impuse de sistematizarea orașelor*, expusă de prof. dr. ing. G. Moisil, de la Institutul Politehnic București.

— *Conceptul de coroziune fisurantă în mecanica cedării componentelor de instalații tehnologice chimice și petrochimice*, susținută de prof. dr. ing. A. Pavel, de la Institutul de Petrol și Gaze Ploiești.

În sinteză, referatele Consfătuirii, desfășurate pe secții, au cuprins următoarele probleme.

Secția I

Au fost prezentate studii privind : procesele de coroziune a unor aliaje Pb—Sb și Pb—Ca, în soluții concentrate de acid sulfuric [8], cu aplicabilitate directă în producerea acumulatorilor pe bază de Pb/H_2SO_4, procese de electrod la oxidarea electrochimică a acidului α-fenil propionic [37], lucrare de interes asupra metodelor de studiu folosite în cercetarea coroziunii — metoda potențiostatică și metoda potențiodinamică — , ca și studiul coroziunii oțelului carbon OL 37 în prezența unor derivați cuaternari de amoniu [30].

Coroziunea și pasivarea oțelului inoxidabil W.1.4306, în soluții de acid azotic 20%, 37% și 50% [9], s-a înscris tot în cadrul *metodelor electrochimice* de studiu al coroziunii metalice, folosind *metoda potențiostatică* și stabilind concentrația optimă și timpul cel mai adecvat pentru pasivarea oțelului inoxidabil, întrebuințat la fabricarea și confecționarea fitingurilor (coturi, teuri și racorduri) necesare în industria chimică.

Tot prin *metoda potențiostatică*, conlucrată cu cea *gravimetrică*, a fost studiată comportarea unor oțeluri inoxidabile austenitice — W.1.4541, W.1.4571, W.1.4301 — și a oțelului austenoferitic 8MoNiCr265 în procesul de fabricare a trigliceridelor sulfatate [4], lucrare de interes și cu aplicabilitate industrială imediată în selecția metalurgică a celui mai adecvat otel ce se poate întrebuința în procesul industrial. Legat de această selecție metalurgică, *criterile de alegere a oțelurilor inoxidabile* pentru construcția de utilaje din industria chimică au fost prezentate [5] în cadrul Consfătuirii, bucurîndu-se de un deosebit interes din partea participanților și creînd discuții active.

În același cadru al selecției metalurgice, una dintre metodele cele mai adecvate combaterii coroziunii, *folosirea oțelurilor feritice* în industria chimică [34] capătă, astăzi, un interes din ce în ce mai mare privind utilizarea lor atît de către proiectanții utilajelor industriale, cît și de către producătorii de bunuri materiale — beneficiarii din întreprinderile producătoare din industria chimică.

Comportarea la coroziune a sistemului Fe—Cu în soluție de BrLi, folosit la exploatarea pompelor de căldură [1], a implicat cercetarea sub aspectul stabilității chimice a noi sisteme metalice, în condiții similare, care ar putea fi utilizate ca elemente de construcție a pompelor de căldură, înlocuind materialele metalice neferoase (cuprul și aliajele Ni—Cu) scumpe, cu altele mai ieftine, fără a afecta exploatarea optimă a acestor agregate. În acest sens, au fost efectuate cercetări în sistemele deschise și închise cu și fără inhibitori de coroziune și au fost prezentate posibilitățile de utilizare în producție.

Alături de studiile prezentate la Consfătuire, privind *coroziunea oțelurilor inoxidabile* și a *oțelurilor carbon*, de un interes deosebit au fost cele axate pe *coroziunea titaniului* și a *aliajelor sale în medii acide* [11], a unor *superaliaje de nichel* în mediul de acid sulfuric [12] și a unor *aliaje de zirconiu* în abur la presiune înaltă și la temperaturi de 400...500°C [29] sau în apă contaminată cu ioni F^- [32].

Astfel, rezultatele studiilor electrochimice de polarizare liniară, potențiostatică și pierderea de metal la potențialul controlat, au verificat efectul aluminiului asupra coroziunii aliajelor Ti—Mo în mediul acid (H_2SO_4 30%, HCl 10%, H_2CrO_4 10%) [11]. S-a conchis că obținerea aliajelor Ti—Mo prin procedeul aluminotermiei trebuie să țină seama de raportul Mo/Al.

Prin aceleași studii electrochimice, folosite în cercetarea aliajelor Ti—Mo, care s-au conlucrat cu *metoda microscopiei electronice de baleiaj* și cu *analiza chimică* a soluțiilor corosive (acizi reducători) prin spectrofotometrie de absorbție atomică, s-a studiat comportarea la coroziune a unor superaliaje pe bază de nichel (MSRR—7047 și NC-13ADbc) [12], obținîndu-se cele mai complete informații privind efectele alierii și tratamentelor termice asupra gradului și formei de atac corosiv a materialelor metalice.

Coroziunea nodulară a unor aliaje, care este influențată de o serie de factori ce depind fie de material, fie de mediul de testare, a fost studiată pe aliajele Zircalloy 2 și 4, la presiune și temperatură ridicată (400...500°C) [29], putîndu-se preciza cîteva din cauzele apariției atacului nodular, ca și unele metode de îmbunătățire a rezistenței aliajelor de zirconiu la acest tip de atac localizat. Tot pe aceste aliaje de zirconiu, s-a studiat [32], electrochimic, influența *pH*-ului apei, ajustat cu LiOH (pH = 10,0...13,5), la presiune și temperatură normală și la 360°C și 180 bar. Studiul a arătat că depășirea concentrației critice de 1 g/l LiOH a condus la coroziunea accelerată a acestor aliaje. Contaminarea superficială cu ioni F^- (1 mgF^-/1) a condus, în cadrul aliajelor de zirconiu, la o comportare similară — la coroziune — cu cele testate în apă demineralizată, în timp ce soluțiile cu 10 mg F^-/l au condus la o coroziune accelerată a acestor aliaje.

Lucrările Consfătuirii au cuprins referate, de un interes deosebit, atît asupra coroziunii și selecției metalurgice pentru utilaje din industria petrochimică [23, 25, 15], cît și asupra proceselor de coroziune a elementelor de beton armat expuse în mediu marin [39]. A fost, astfel, studiată, timp de 5 ani [23], coroziunea unor oțeluri carbon folosite la vase de separare, conducte, oțeluri slab aliate cu 9% Cr și 1% Mo, oțeluri inoxidabile feritice și austenitice în instalații de cracare catalitică și hidrofinare de benzină ș.a. În procesul de cracare catalitică s-au propus [25] măsuri pentru eliminarea corosivității prin evitarea recirculării apei uzate și uscarea fluxului de gaze comprimate $C_3—C_4$, iar în instalațiile de izopropilbenzen s-a indicat [15] folosirea de inhibitori de coroziune pentru combaterea coroziunii acestor instalații. În cazul betonului armat, expus în mediu marin [39], s-a arătat că partea cea mai vulnerabilă o constituie armătura din beton datorită conținutului foarte ridicat de cloruri din apa de mare. Viteza de penetrare a clorurii în porii betonului este amplificată în cazul circulației aerului, accelerînd astfel procesele de coroziune a armăturii de oțel.

Pentru rezolvarea multor probleme practice privind alegerea utilajelor rezistente la coroziune, înlocuirea unui metal scump și deficitar etc., este necesar să se determine rezistența diferitelor metale la coroziune. În numeroase cazuri, distru-

gerea nu este provocată prin variația greutății metalului corodat, ci prin schimbarea caracteristicilor care conduc la micșorarea bruscă a rezistenței mecanice. În practică, există un mare și variat număr de metode de încercare și măsurare a rezistenței anticorosive. S-a insistat, astfel, în cadrul lucrărilor Consfătuirii [31] că, la alegerea metodei, este necesar să se țină seama de o serie de recomandări cu privire la controlul riguros al tuturor factorilor ce acționează asupra procesului de coroziune și la reproducerea cît mai fidelă a condițiilor reale de exploatare a metalului încercat.

Un deosebit interes, în cadrul lucrărilor prezentate în secția I, l-au stîrnit metodele electrochimice *de protecție contra coroziunii*. S-au prezentat, astfel, condițiile de aplicare a protecției anodice [12] pentru schimbătoarele de căldură din industria acidului sulfuric, confecționate din oțelurile inoxidabile W.1.4435 și W.1.4306, precum și pentru oțelul carbon, care este materialul de construcție de bază al rezervoarelor de acid sulfuric.

S-au prezentat, de asemenea, considerații privind *aplicarea protecției catodice* în incinte industriale [16] și ca o metodă deosebit de eficientă în combaterea coroziunii conductelor metalice subterane [25], fie prin drenaj al curenților de dispersie, fie prin injecție de curent sau cu ajutorul anozilor de sacrificiu. Protecția catodică are o aplicabilitate eficientă și în combaterea coroziunii conductelor submarine [26], după cum s-a prezentat în cadrul lucrărilor Consfătuirii, pentru transportul țițeiului și al gazelor de la platformele de extracție la țărm sau pentru legături tehnologice între platforme.

Secția a II-a

S-au expus lucrări referitoare la *utilizarea unor inhibitori de coroziune* pentru tratarea apelor de răcire [22] și a generatoarelor de abur [6], precum și la utilizarea acestora pentru soluții de înlăturare a poleiului [19] și de preparare a betoanelor [40] sau pentru combaterea coroziunii tuburilor de foraj din industria extractivă de țiței și gaze [33].

Pentru tratarea apelor de răcire și din instalațiile termoenergetice, s-a prezentat [22] gama de inhibitori ICAR, fabricați de Întreprinderea chimică Victoria Tîrgoviște, care au fost testați în laborator prin metoda gravimetrică și potențiostatică, în vederea stabilirii eficienței anticorosive.

Tehnologia de curățare chimică a generatoarelor de abur [6] se bazează pe utilizarea unor inhibitori indigeni, aplicabilă cu bune rezultate la nivel de instalații industriale. Pentru înlăturarea poleiului și asigurarea exploatării autovehiculelor, iarna [19], s-au testat soluții antigel aditivate cu sisteme de inhibitori de coroziune. Coroziunea armăturilor de oțel din betoane [40] a fost redusă prin adăugarea unui amestec de inhibitori de coroziune pe bază de săruri anorganice, în apa de amestecare a betonului.

Combaterea coroziunii oțelurilor, din care sînt confecționate tuburile de foraj la sondele extractive de țiței și gaze, s-a realizat cu ajutorul inhibitorilor de tip ACOR, EPACOR și ACORAMID, sintetizați de I.C.P.P.G. Cîmpina și testați în laborator de ICECHIM-Centrul de chimie fizică București. În urma colaborării între cele două grupe de cercetare [33], o parte din acești inhibitori se aplică — cu o bună eficiență — în combaterea coroziunii oțelurilor speciale, din care sînt confecționate tuburile de foraj, sub acțiunea apelor de zăcămînt care conțin hidrogen sulfurat și/sau bioxid de carbon.

În domeniul protecției anticorosive a conductelor marine, s-a subliniat rezolvarea problemelor anti-fouling prin procedeul de impregnare a stratului de izolație a conductelor cu naftenat de cupru [14].

Au fost prezentate, de asemenea, noutați în domeniul unor *procedee moderne de acoperiri metalice* pentru galvanizare și circuite imprimate [17]. În același domeniu, s-a realizat efectuarea unor depuneri electrochimice anticorosive, de aliaj Sn—Pb, cu înalte proprietăți anticorosive și de sudabilitate [24], pentru componentele din industria electronică și electrotehnică. Alt tip de depuneri [3] vizează acoperirile de aliaje Ni—Zn cu structură columnară, de mare performanță catalitică.

În domeniul *tehnologiei de cromare electrolitică*, mare consumatoare de materii prime și energie electrică, au fost prezentate [2] unele posibilități de micșorare a acestor consumuri și de reducere a costului pe unitatea de suprafață acoperită. De asemenea, s-au pus în evidență sisteme de protecție anticorosivă a aliajelor de aluminiu [36], cu rol de antiuzură și rezistente la șoc termic. Această protecție se realizează prin pelicule anodice cu conținut de bor și titan.

În scopul *înlocuirii acoperirilor de cadmiu*, aplicate la piese și subansamble din industria construcțiilor de mașini, au fost realizate [18] protecții prin zincare cu pasivare, de unde a rezultat o creștere a fiabilității și competitivității produselor.

La secția a II-a s-au mai prezentat *noutăți în domeniul acoperirilor protectoare pe bază de cauciucuri și ebonite indigene* [41], comparativ cu cauciucul natural, testate în medii acide, bazice și neutre (ape de răcire, apă de mare și apă de canal). De asemenea, au fost prezentate noi sisteme de protecție peliculare pe bază de polietilenă sulfoclorurată reticulată cu aducți amidoepoxidici [35].

În domeniul *acoperirilor pe bază de emailuri*, a fost prezentat un email anorganic vitros [28], rezistent în prezența impurităților de acid fluorhidric, precum și emailuri cu caracteristici chimice și termice superioare [21].

Un interes deosebit a suscitat prezentarea unui *studiu elipsometric al filmelor de polimetacrilat de metil* depuse pe oțel, nichel și cupru [20].

De mare interes s-a dovedit domeniul care a cuprins cercetările legate de *acoperirile anticorosive* obținute *prin pulverizarea termică a bazaltului* [13]. Se realizează, prin această metodă, protecția împotriva coroziunii unor medii chimice agresive. Din același domeniu face parte și obținerea de piese mici și mijlocii, cu configurații complexe, prin sinterizarea pulberii de bazalt [38]. Se deschide, astfel, un cîmp larg utilizării bazaltului ca înlocuitor al metalelor care lucrează în medii puternic corosive.

La închiderea lucrărilor Consfătuirii, președintele secției de chimie a C.N.I.T., prof. ing. A. Constantinescu, a subliniat importanța și succesul lucrărilor prezentate, indicînd necesitatea ca acest tip de consfătuiri — pe probleme de coroziune — să se facă periodic, o dată la 2 ani. După cum au subliniat și alți participanți la Consfătuire, se dorește :

- participarea mai largă a unor specialiști din Ministerul Industriei Chimice și Petrochimice, cît și din centralele industriale ale acestui minister ;
- elaborarea unui nomenclator de produse anticorosive (inhibitori, emailuri, chituri etc.) de către Comisia de chimie

fizică a secției chimie din cadrul C.N.I.T. și de către Comisia de coroziune a ministerului antecitat;

● elaborarea unei fișe privind pierderile prin coroziune din industrie, sub coordonarea Ministerului Industriei Chimice și Petrochimice-Direcția tehnică și a centralelor industriale;

● reînființarea Comisiei de Coroziune a Academiei R.S.R., în cadrul căreia să se prezinte comunicări științifice privind coroziunea și combaterea coroziunii materialelor metalice și nemetalice, sistemelor tehnologice și tehnice etc.;

● participarea mai largă a specialiștilor din cercetare și industrie la cursurile post-universitare de *Coroziune și combaterea coroziunii*, din cadrul Institutului Politehnic București și de *Coroziune și protecție anticorosivă*, din cadrul Institutului de Petrol și Gaze Ploiești;

● publicarea lucrărilor Consfătuirii în „Revista de chimie" sau în „Buletinul de Informare Tehnico-Documentară — Coroziune", editat de Oficiul de Informare și Documentare, ICECHIM—București.

Pe baza experienței acumulate la actuala Consfătuire și mulțumită bunei organizări, asigurate de către organele locale de partid și sindicat din Piatra Neamț, împreună cu Comitetul de organizare al acestei Consfătuiri, s-a hotărît ca cea de-a VI-a Consfătuire pe probleme de coroziune și combaterea coroziunii să aibă loc tot la Piatra Neamț, în anul 1989.

Bibliografie

[1] Apostolescu Maria, Ivășcanu, St., Bandrabur, Fl. *Cercetări privind coroziunea sistemului Fe—LiBr.* Institutul Politehnic Iași.

[2] Bandrabur, Fl., Ivășcanu, St., Apostolescu Maria *Unele posibilități de micșorare a consumurilor specifice de materiale și energie electrică la electrodepunerea cromului.* Institutul Politehnic Iași.

[3] Bay Emilia, Avram, I. *Depuneri funcționale de aliaje Ni—Zn cu rol catalitic.* I.C.T.C.M. București.

[4] Beizadea, Gh., Ioachimescu Oana, Popa Camelia, Krutsch Georgeta, Szekely, Gh., Matu, S. *Cercetări privind rezistența la coroziune a unor oțeluri inoxidabile în procesul de fabricare a trigliceridelor sulfatate* ICECHIM — Centrul de chimie fizică, București, ICECHIM, Secția detergenți București și ICECHIM — Detergenți Timișoara.

[5] Bejan, Fl., Banu Alexandra. *Criterii de alegere a oțelurilor inoxidabile pentru construcția de utilaje în industria chimică.* ICEM București.

[6] Berindeanu, G., Stoican Daniela-Paula *Tehnologie de curățare chimică a generatoarelor de abur pe bază de inhibitor de coroziune și bifluorură de amoniu din țară.* C.C. Ch. Craiova.

[7] Brînzoi, V., Apăteanu Liliana *Coroziunea și combaterea coroziunii unor oțeluri în medii de acid clorhidric.* Institutul Politehnic București.

[8] Brînzoi, V., Sternberg, S., Apăteanu Liliana *Comportarea la polarizare a aliajelor Pb—Sb și Pb—Ca în soluții concentrate de acid sulfuric.* Institutul Politehnic București.

[9] Cimpoeru Cristina, Popa, M. V., Schmidt Lucreția. *Coroziunea oțelului inoxidabil* W.1.4306 *în mediu de acid azotic.* ICECHIM—Centrul de chimie fizică București și C.C.P.A.L.V., Punct de cercetare I.U.C. Făgăraș.

[10] Ciolac Sultana, Vasilescu Ecaterina, Morcan, Gh. *Coroziunea titanului și a aliajelor sale în medii acide.* ICECHIM—Centrul de chimie fizică, București și I.A.M.N. București.

[11] Ciolac Sultana, Drob Paula, Roman, I. Niță, P. *Coroziunea unor superaliaje de nichel în mediu de acid sulfuric.* ICECHIM—Centrul de chimie fizică București și I.M.R.A. București.

[12] Cojocaru Victoria, Dăscălescu Virginia, Beizadea, Gh., Radovici, O. *Posibilități de aplicare a protecției anodice la instalațiile din industria acidului sulfuric.* ICECHIM—Centrul de chimie fizică București și Institutul Politehnic București.

[13] Crăciun, D. *Acoperiri anticorosive prin pulverizare termică.* Întreprinderea de lianți, Brașov.

[14] Dumitrescu, M. Z. *Sisteme de protecție anti-fouling.* I.C.P.P.G. Cîmpina.

[15] Georgescu, O., Stoica Maria, Hogea, I., Drăgan Valeria *Protecția anticorosivă la instalația de izopropilbenzen.* C.P. Brazi.

[16] Chircoiaș, T. *Considerații privind aplicarea protecției catodice în incinte industriale.* Institutul Proiect București.

[17] Grünwald, E. *Procedee moderne de acoperiri metalice folosite în galvanizare și circuite imprimate.* I.E.I.A. Cluj-Napoca.

[18] Harpău Gabriela, Blidariu Marioara *Protecții anticorosive în condiții severe de exploatare în scopul înlocuirii acoperirilor de cadmiu.* I.C.T.C.M. București.

[19] Ioachimescu Oana, Cojocaru Victoria *Inhibitori de coroziune pentru soluții de înlăturare a poleiului și asigurarea exploatării autovehiculelor iarna.* ICECHIM—Centrul de chimie fizică București.

[20] Jiteanu, S. *Studiul elipsometric al filmelor de polimeri depuse pe metal.* Institutul de Învățămînt Superior Hunedoara.

[21] Jitianu Georgeta, Bărbulescu Eva, Zaharescu Maria, Păscuț Melania, Dan, E. *Emailuri cu caracteristici chimice și termice superioare destinate protecției utilajelor confecționate din oțel.* ICECHIM—Centrul de chimie fizică București și *C.C.P.A.L.V., Punct de cercetare I.U.C. Făgăraș.

[22] Lazăr, I., Calotă Elisabeta, Pliteanu Virginica *Eficiența inhibitorilor ICARIN în tratamentul de condiționare a apelor de răcire.* I.C.I.T.P.R. Ploiești.

[23] Ludoșan Eugenia, Cimpoeru Cristina, Radovici, O. *Aspecte privind coroziunea utilajelor din industria petrochimică.* ICECHIM—Centrul de chimie fizică București și Institutul Politehnic București.

[24] Marinescu Antoaneta, Sachian, A., Blidariu Marioara, Dinescu Maria *Cercetări pentru realizarea unor depuneri electrochimice anti-*

corosive de aliaj Sn–Pb cu sudabilitate ridicată pentru componente electronice, I.C.T.C.M. București.

[25] Masalsky Tatiana, Goidea, D., Iordache, G., Topologeanu Alina, Stănică, D. *Unele aspecte ale coroziunii în instalațiile de cracare catalitică*. I.C.I.T.P.R. Ploiești.

[26] Niculescu I., Marin, N., Dumitrescu, M.Z. *Exploatarea protecției catodice a conductelor submarine*. I.C.P.P.G. Cîmpina.

[27] Niculescu, I., Marin, N., Dumitrescu, M.Z. *Metode de combatere a influențelor corosive ale protecției catodice a conductelor și rețelelor de conducte asupra altor structuri îngropate*. I.C.P.P.G. Cîmpina.

[28] Păscuț Melania, Schmidt Lucreția *Coroziunea protecției cu email anorganic vitros în condițiile prezenței acidului fluorhidric*. C.C.P.A.L.V. Punct de cercetare I.U.C. Făgăraș.

[29] Pîrvan Ioana, Rădulescu Maria *Testarea comportării la coroziune nodulară a aliajelor de zirconiu în abur la presiune înaltă în domeniul de temperatură 400...500°C*. I.R.N.E. Pitești.

[30] Radovici, O., Popescu Belarisa, Iliuță, I. *Comportarea la coroziune a oțelului în prezența unor derivați cuaternari de amoniu*. Institutul Politehnic București.

[31] Rădăuceanu, D., Rusu, G., Preotu, A. *Metode și aparatură pentru determinarea rezistenței metalelor la coroziune*. I.I.T.P.I.C. Filiala Iași.

[32] Rădulescu Maria, Pîrvan Ioana *Influența pH-ului apei și a contaminării cu ioni F^- asupra comportării la coroziune a aliajelor de zirconiu*. I.R.N.E. Pitești.

[33] Roman, E., Popa, M. V., Crăciun, C. *Coroziunea și combaterea coroziunii unor oțeluri speciale în ape de sondă*. ICECHIM—Centrul de chimie fizică București și *I.C.P.P.G. Cîmpina.

[34] Rotaru Florica *Oțeluri feritice folosite în industria chimică*. I.I.T.P.I.C. București.

[35] Rey Maria Sanda, Stoicescu Mariana *Protecții peliculogene pe bază de polietilenă sulfuclorurată reticulată cu aducți amidoepoxidici*. C.C.P.A.L.V. București.

[36] Sachian, A., Dinescu Maria, Boboc, Gh. *Protecția anticorosivă a aliajelor de aluminiu cu rol antiuzură și rezistență la șoc termic prin pelicule anodice cu conținut de bor și titan*. I.C.T.C.M. București.

[37] Sternberg, S., Roșca, S., Ungureanu Mihaela, Craiter, D. *Procese de electrod la oxidarea electrochimică a acidului α-fenil propionic*. Institutul Politehnic București.

[38] Szabo, A., Duțu, Gh., Vulpe, D. *Produse din bazalt*. Întreprinderea de lianți Brașov.

[39] Taflan Florica, Teodorescu, D. *Procese de coroziune în elemente de beton armat expuse în mediu marin*. INCERC București.

[40] Teodorescu, D., Taflan Florica *Măsuri de protecție a armăturilor din elemente de beton armat prin utilizarea inhibitorilor de coroziune*. INCERC București.

[41] Vasilescu Ecaterina, Drob Paula, Stretcu Maria, Radovici O. *Rezistența chimică în diverse medii corosive a unor protecții realizate din noi tipuri de cauciucuri indigene*. ICECHIM—Centrul de chimie fizică București și Institutul Politehnic București.

Prof. dr. ing. **A. Pavel**

Institutul de Petrol și Gaze Ploiești

Dr. chim. **M. V. Popa**

ICECHIM — Centrul de chimie fizică București

INDEX — 1987

Editoriale

* * * **Industria extractivă minieră la 22 de ani de la istoricul Congres al IX-lea al Partidului Comunist Român**, nr. 8, p. 356.

* * * **Ziua petrolistului**, nr. 10, p. 445.

Geologie — explorări — prospecțiuni

Brebeanu, G., Savu, C., Neagoe, S. **Studiul corelației dintre compoziția chimică și conținutul de metale al păcurii hidrogenate**, nr. 3, p. 149.

Cosma, R. ș.a. **Caracterizarea perlitului din zona Orașu Nou — Mujdeni**, nr. 4, p. 168.

Crânganu, C. **Este subsidența o cheie pentru prognozarea viitoarelor zăcăminte de hidrocarburi?**, nr. 6, p. 294.

Enache, C. **Factori geologici de influență a stării abatajelor cu front lung în zăcămintele de lignit din România**, nr. 5, p. 219.

Enache, C. **Metodologie pentru calculul asecării zăcămintelor de lignit înclinate**, nr. 6, p. 260.

Ene, I. **Albitite uranifere. Metodica de cercetare**, nr. 6, p. 253.

Ene, I. **Discuții asupra vîrstelor izotopice (K/Ar, Rb/Sr, U/Pb) privind formațiunile cristaline magmatice din Carpații Meridionali**, nr. 7, p. 313.

Panaitescu Cornelia, Penu Anca, Bitoianu Cornelia **Variația cu adîncimea a gradului de carbonificare în unele probe de foraj din zăcămîntul de cărbuni Lupac**, nr. 12, p. 566.

Pârcălăbescu, I. D., Nistor, I. **Cercetări roentgenostructurale și chimico-spectrale asupra unor carote extrase de la adîncime din zona Căciulata-Cozia**, nr. 9, p. 418.

Pârcălăbescu, I. D., Nistor, I. **Asupra prezenței materiei organice în argila verde de Breaza**, nr. 10, p. 487.

Fizica zăcămintelor

Blank Lelia, Constantin Valeria. **Folosirea poliacrilamidelor hidrolizate în ape de zăcămînt cu ioni divalenți**, nr. 4, p. 177.

Brebeanu, G., Savu, C., Neagoe, St. **Caracterizarea uleiului de șist**, nr. 1, p. 49.

Cucuiat, M., Ciovîrnache, V., Maer, A. **Deshidratarea gazelor naturale și asociate cu tufuri vulcanice**, nr. 5, p. 225.

Fotă, D. **Prognoză prin modelare cu materiale echivalente a mărimii unghiurilor de influență în culcuș la exploatarea în adîncime a unor strate de cărbune cu înclinare mare**, nr. 11, p. 516.

Minescu, Fl., Soare Elena **Noi posibilități de caracterizare a neuniformității mediilor poroase**, nr. 1, p. 33.

Pârcălăbescu, I. D., Manea, F., Nistor, I. **Asupra interacțiunii apei marine și de injecție cu unele gresii albiene**, nr. 5, p. 290.

Pârcălăbescu, I. D. **Cercetări roentgenostructurale asupra unor carote extrase din zăcămîntul de săruri de la Slătioarele și unele supoziții de geneză**, nr. 7, p. 323.

Forajul sondelor

Dincă Ana, Gheorghițoiu, M. **Posibilități de folosire a unor emulgatori indigeni în operațiile de stimulare a sondelor de petrol și gaze**, nr. 3, p. 144.

Gheorghițoiu, M., Dincă Ana **Spumele preformate ca fluide de circulație în sonde**, nr. 7, p. 339.

Gheorghițoiu, M., Dincă Ana **Folosirea detergenților indigeni la obținerea spumelor pentru circulație în sondele de petrol și gaze**, nr. 8, p. 385.

Manolescu, G. **Factori care decid productivitatea sondelor**, nr. 11, p. 526.

Minescu, Fl., Minescu, M. **Metodă și instalație pentru determinarea factorului de neidealitate Z al gazelor**, nr. 2, p. 94.

Nistor, I. **Cercetări privind posibilitatea obținerii de suporți minerali pentru fluidele de foraj tip emulsie inversă din argile românești (I)**, nr. 1, p. 39.

Nistor, I. **Cercetări privind posibilitatea obținerii de suporți minerali pentru noroaiele de foraj tip emulsie inversă din argile românești (II)**, nr. 6, p. 279.

Nistor, I. **Cercetări privind posibilitatea obținerii de suporți minerali adecvați fluidelor de foraj tip emulsie inversă din argile românești (III)**, nr. 7, p. 333.

Nistor, I. **Efectele termice în procesul de reinjectare a apelor „uzate" în exploatarea zăcămintelor de ape geotermale**, nr. 8, p. 378.

Pârcălăbescu, I. D., Nistor, I. **Asupra păstrării echilibrului ionic în injectarea apelor în zăcămînt**, nr. 3, p. 135.

Tatu, Gr. **Urmărirea factorilor de tolerare a densității fluidului de foraj**, nr. 3, p. 129.

Tocan, I. **Regimul de lucru al sondelor în erupție naturală în cazul considerării sistemului de ansamblu alcătuit din trei componente : strat productiv-sondă de erupție-conductă de amestec**, nr. 10, p. 469.

Exploatarea zăcămintelor de substanțe minerale utile

Daday, Z., Nemeș, Fr., Bărbat, L. **Aspecte de calcul și aplicare a grinzilor pe trei reazeme încărcate cu sarcini distribuite parabolic**, nr. 3, p. 125.

Elczner, G. **Elemente de calcul privind eforturile din armăturile metalice ale galeriilor**, nr. 11, p. 497.

Gâf-Deac, I. **Elemente de protejare a presiunii miniere în subteran**, nr. 10, p. 455.

Lețu, N., Marica, E., Semen, C. **Rezultatele cercetărilor teoretice și experimentale asupra mecanismului de umflare a vetrelor în lucrările miniere orizontale**, nr. 10, p. 447.

Mataca, E. **Metodă de exploatare cu subminare în fața frontului**, nr. 4, p. 157.

Mataca, E. **Sprijinitorul de front**, nr. 7, p. 305.

Mataca, E. **Tehnologia de lucru în intersecțiile abatajului cu galeriile adiacente**, nr. 8, p. 359.

Neagu, Fl. **Protecția conductelor de înghețare la rupere**, nr. 1, p. 22.

Oncioiu, Gh., Cozma, E. **Exploatarea stratelor din pachet**, nr. 8, p. 368.

Petre, M., Pintican, I. **Cercetarea hidrodinamică a unei sonde extractive de dioxid de carbon**, nr. 6, p. 290.

Petrescu, G. ș.a. **Considerații privind susținerea metalică a galeriilor miniere circulare**, nr. 1, p. 9.

Petrescu, G. ș.a. **Calculul susținerii inelare ținînd seama de rigiditatea diferită pe diverse intervale**, nr. 2, p. 61.

Petrescu, G., Ilincioiu, D., Păsărin, C., Plăvicheanu, D. **Susținere inelară fără simetrie constructivă în zona de surpare a profilelor metalice**, nr. 3, p. 121.

Popa, A., Gâf-Deac, I. **Considerații asupra elementelor de dificultate în exploatarea stratelor de cărbuni în subteran**, nr. 1, p. 5.

Popa, A., Gâf-Deac, I. **Asupra problemei decizionale complexe de alegere a metodelor de exploatare dintr-un număr finit de alternative**, nr. 2, p. 57.

Țiplea, V., Bozintan, C. **Contribuții la aplicarea tehnologiei de implantare și control a ancorelor tubulare despicate la lucrări de susțineri miniere**, nr. 11, p. 501.

Probleme de transport

Pavel, A. **Ecuația structurală a coroziunii fisurante**, nr. 12, p. 572.

Popovici Alina **Studii experimentale privind viteza critică în hidrotransportul particulelor solide grele prin conducte**, nr. 12, p. 576.

Rădoi, A. **Economisirea combustibilului și energiei prin transport convențional în domeniul minier**, nr. 1, p. 28.

Rebeleanu, V., Gavriliu Viorica **Aplicarea susținerii ancorate la lucrările miniere**, nr. 4, p. 163.

Stan, Al. D. **Gazele pierdute prin neetanșeitățile sistemului de transport**, nr. 2, p. 99.

Stan, Al. D. **Petrolul pierdut prin defectele conductelor**, nr. 3, p. 147.

Stan, Al. D., Stoianovici, D. **Aprecierea gradului de uzură la o conductă**, nr. 8, p. 373.

Prepararea substanțelor minerale utile

Ciroie, L. **Încercări în flux pentru determinarea parametrilor optimi la funcționarea unui circuit de măcinare în două trepte**, nr. 5, p. 211.

Hațiegan, D. T. **Considerații privind funcționarea hidrociclonului ca și clasor de tulbureală**, nr. 9, p. 411.

Manea Floarea, Pârcălăbescu, I. D., Nistor, I. **Studiul analitic al schimbului ionic din mineralele argiloase în prezența apelor de zăcământ și a apelor de injecție**, nr. 9, p. 425.

Mihăilescu Lidia, Dumitrescu Livia **Soluții de valorificare a șistului cărbunos filtrat rezultat din instalațiile de preparare**, nr. 11, p. 514.

Petro, V. **Separarea minereului din masa minieră aflată într-un vagonet**, nr. 5, p. 216.

Szabo, C., Bădică, C. **Analizor rapid de cenușă pentru fluxurile de cărbune din instalațiile de preparare**, nr. 6, p. 262.

Vișan Sanda, Isaic Maniu, Al., Socolescu Ana, Roxin, I. **Alegerea variantei de prelucrare hidrometalurgică a unor subproduse din industria metalurgiei neferoase**, nr. 5, p. 206.

Vișan Sanda ș.a. **Valorificarea zincului și plumbului din deșeuri metalice**, nr. 7, p. 330.

Mecanizare și automatizare

Crăciunescu, B. ș.a. **Tehnologii și utilaje pentru susținerea galeriilor cu panouri prefabricate mari din beton armat**, nr. 11, p. 505.

Lețu, N., Fodor, I., Rebeleanu, V. **Dimensionarea, verificarea și controlul consolidării cu ancore fixate cu rășini**, nr. 8, p. 364.

Pavel, A. **Calculul îmbinărilor prin flanșe a garniturilor de prăjini folosite pentru forarea sondelor cu diametre mari**, nr. 2, p. 83.

Pavel, A., Voicu, I. **Hidrotensoare și instalații cu hidrotensoare folosite pentru strîngerea șuruburilor și prezoanelor de dimensiuni mari**, nr. 4, p. 190.

Pavel, A. ș.a. **Fundamentarea energetică a efectelor pretensionării tiranților la structurile de tipul rezervoarelor sferice rezemate discret și solicitate seismic**, nr. 6, p. 285.

Pavel, A. **Calculul regimului de strîngere cu hidrotensoare al șuruburilor și prezoanelor (I)**, nr. 10, p. 476.

Pavel, A. **Calculul regimului de strîngere cu hidrotensoare al șuruburilor și prezoanelor (II)**, nr. 11, p. 532.

Șerban, C. **CUSINIAL-7 Sn M — un aliaj de antifricțiune, bun înlocuitor al materialului lagărelor de la motocompresoarele de gaze**, nr. 7, p. 345.

Șerban, C. **Contribuții teoretice și practice la partea hidraulică a pompelor volumetrice triplex cu piston plonjor 3PG-20**, nr. 12, p. 584.

Tocan, I. **Elemente de calcul privind efectele realizate prin instalarea filtrelor metalice simple în sondă în dreptul stratului productiv**, nr. 5, p. 229.

Tocan, I. **Proiectarea filtrelor cu pietriș (Grave Packing) în vederea instalării în sondă, în dreptul stratului productiv**, nr. 6, p. 268.

Trif, C., Izvoran, I. **Instalație pentru recuperarea energiei termice la compresoare și transformarea ei în energie electrică**, nr. 10, p. 463.

Țilimpea, V., Calotă, N., Țilimpea Mirela **Metodă de calcul pentru optimizarea echilibrării unităților de pompare cu balansier**, nr. 6, p. 274.

Zamfir, V. ș.a. **Analiza pozițională a secțiilor de susținere mecanizate indigene**, nr. 1, p. 13.

Zamfir, V., Iliaș, N., Andraș, I., Popescu, I. **Sinteza pozițională a mecanismului patrulater director din componența secțiilor de susținere mecanizată**, nr. 3, p. 110.

Zamfir, V. ș.a. **Stabilirea portanței maxime a forțelor de legătură aferente la susținerile mecanizate indigene**, nr. 12, p. 549.

Probleme de tehnica securității în industria minieră

Băltărețu Florica, Matei, I. **Structura cercetării C.C.I.T.P.S.M. Petroșani în scopul automatizării aerajului minelor, creșterii eficienței degazării și reducerii riscului de autoaprindere a substanțelor minerale utile**, nr. 9, p. 410.

Bitir, P., Ghiță, C. **Realizări și perspective în domeniile combaterii tehnice a prafului și zgomotului, al psihologiei, salvării miniere și al îmbunătățirii normelor de protecția muncii**, nr. 9, p. 405.

Boia, C. **Contribuție la problema determinării rapide a umidității și a punctului de rouă a aerului umed din uscătoare**, nr. 5, p. 222.

Bușe, Fl. **Posibilități de utilizare a calculatorului electronic la proiectarea rețelelor de aeraj minier**, nr. 2, p.64.

Constantinescu, I., Darabont, Al. **Combaterea zgomotului și vibrațiilor la compresoarele de aer cu piston din industria minieră (I)**, nr. 1, p. 24.

Constantinescu, I., Darabont, Al. **Combaterea zgomotului și vibrațiilor la compresoarele de aer cu piston din industria minieră (II)**, nr. 2, p. 72.

Kovacs, L., Bitir, P., Simion, S. **Noi realizări privind combaterea prafului la operațiile de perforare, încărcare și transport**, nr. 12, p. 561.

Micheș, Gh., Oprea, N., Vânătoru, I., Lașcu, V. **Preocupări privind electrosecuritatea în industria minieră**, nr. 9, p. 407.

Stan, Al. D. **Efectul fundației asupra infiltrării gazelor în imobile**, nr. 1, p. 46.

Tat, S., Zaporojan, M., Fissgus, K., Helfiu, N., Ciocoiu, C. **Perfecționarea tehnologiilor de efectuare a împușcărilor de mare productivitate în subteran și în cariere în condiții de securitate**, nr. 9, p. 403.

Vânătoru, I. **Supape de presiune pentru capsulări antideflagrante**, nr. 6, p. 266.

Conducerea și organizarea activității în industria extractivă

Gârbu, L., Atanasiu, R. **Considerații privind recuperarea energiei termice reziduale în stațiile de compresoare**, nr. 1, p. 30.

Miclea, Al., Vargha, M., Schiopu, D. **Reducerea duratei de realizare a investițiilor la puțul cu schip Valea de Brazi prin tehnologia de translatare a turnului definitiv de extracție**, nr. 10, p. 459.

Noaghi, Tr., Noaghi, S. **Model matematic al organizării optimale a exploatării într-o unitate cu structură simplă**, nr. 2, p. 80.

Informații, recenzii, știri din industria extractivă

Bădulescu, D. **Optimizarea metodelor de exploatare în subteran a zăcămintelor metalifere** de *M. Georgescu*, nr. 3, p. 151.

* * * **Ediția a V-a a Simpozionului național pe tema invențiilor și inovațiilor în domeniul MINE-PETROL-GEOLOGIE**, nr. 1, p. 52.

Ene, M. **Ședința a XXV-a a Consiliului subsistemului de informare științifică și tehnică pentru industria carboniferă**, nr. 8, p. 394.

Vrânceanu Elena **Zilele economiei și tehnicii cehoslovace**, nr. 8, p. 394.

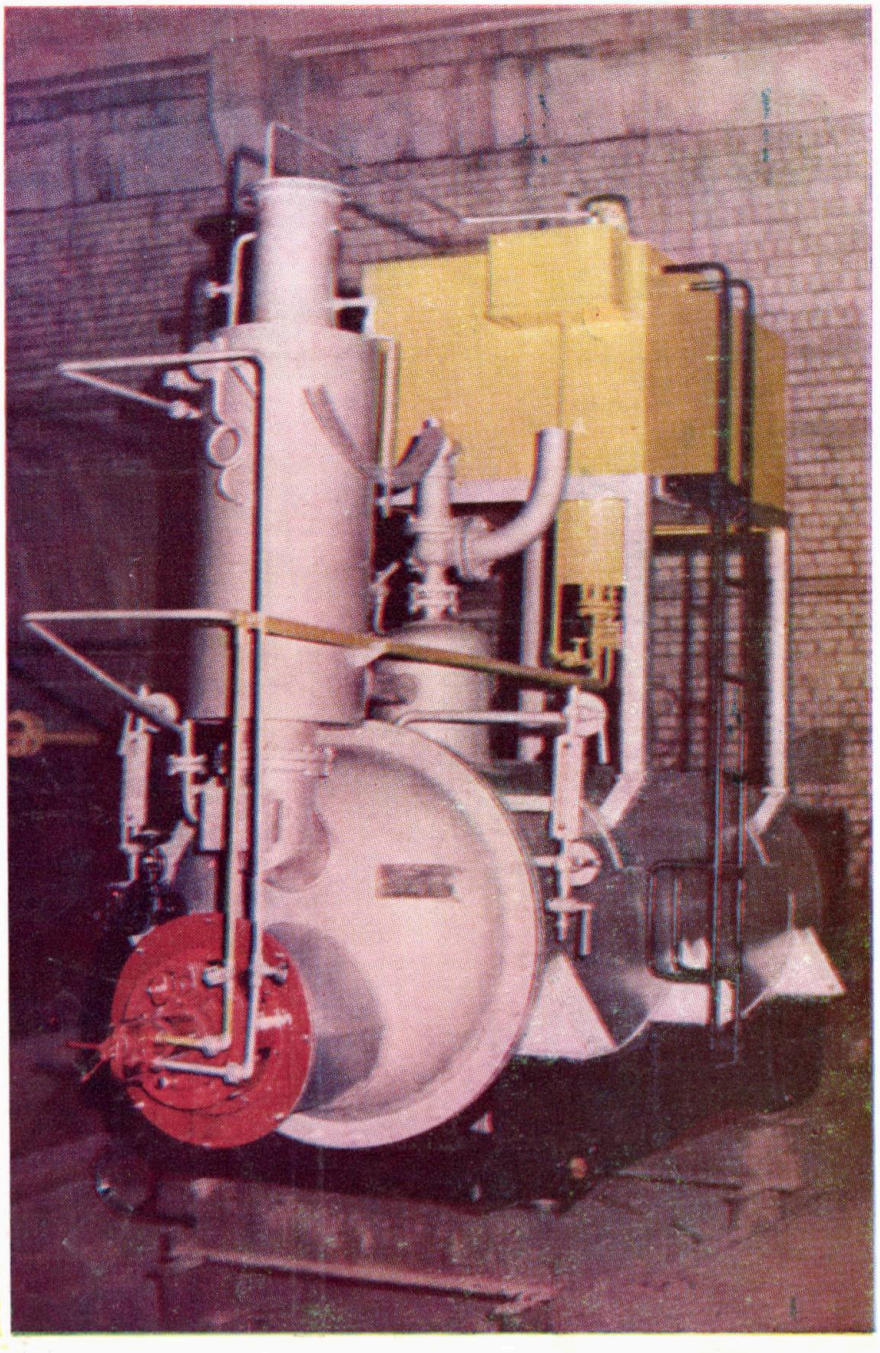
MINISTERUL PETROLULUI

INTREPRINDEREA DE REPARAT MOTOARE GRELE SI INSTALATII PETROLIERE

I.R.M.G.I.P. POIANA CÎMPINA urmează să introducă în fabricaţie un nou utilaj pentru industria petrolieră: "AGREGAT DE INCALZIRE PENTRU SONDE DE FORAJ"

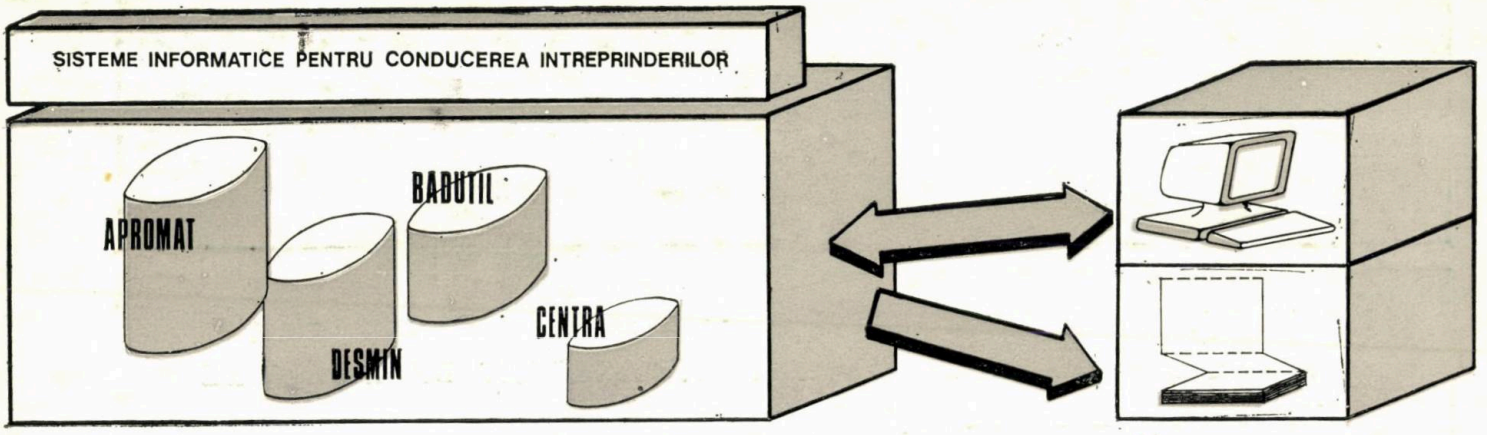
Destinat încălzirii unor locuri de lucru din sondă cu spaţii deschise, precum şi dezgheţării pe timp de iarnă a claviaturilor de pompe, utilajul are următoarele caracteristici principale:

- presiune nominală: 3 bar;
- suprafaţă transfer de căldură: 14 m ;
- debit nominal abur: 2oo kg/h;
- masă totală: 3,3 t;
- dimensiuni de gabarit: 4000x1500x2650 mm.



I.R.M.G.I.P. POIANA CÎMPINA, jud. Prahova, cod 2158, telefon 50151, 50152, 50153, 50154, telex 19627.

CENTRUL DE CALCUL ELECTRONIC
CLUJ-NAPOCA



APROMAT

BAZA DE DATE pentru aprovizionarea ce gestionează informaţii cu privire la stocurile de materiale şi mişcarea acestora, contracte de aprovizionare şi realizarea lor, consumuri specifice şi cheltuielile aferente pe secţii/sectoare de producţie, precum şi gestiunea obiectelor de inventar în folosinţă

DESMIN

BAZA DE DATE pentru gestionarea datelor din sfera urmăririi contractelor de desfacere, cît şi pentru raportările statistice din domeniu

BADUTIL

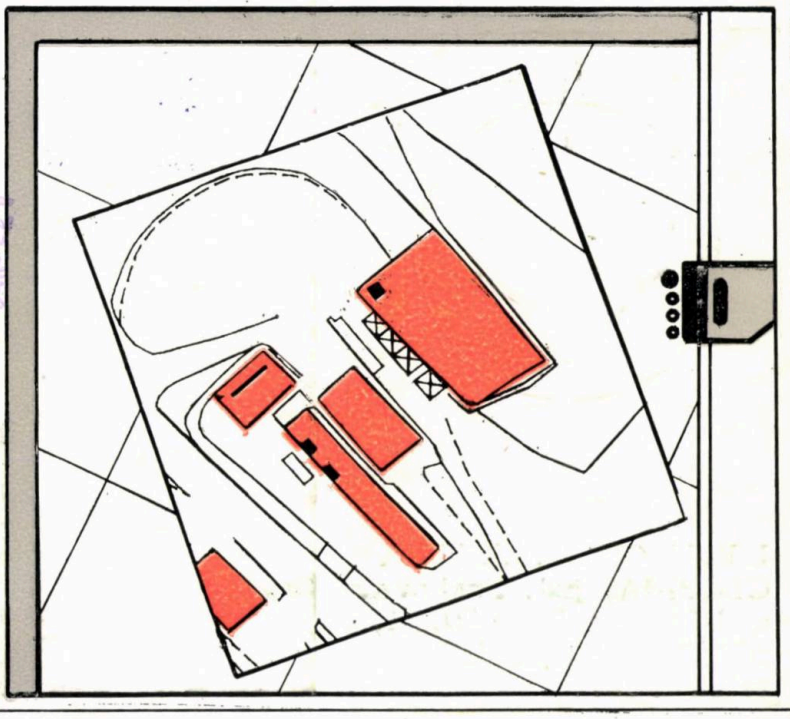
BAZA DE DATE pentru urmărirea funcţionării utilajelor

CENTRA

BAZA DE DATE pentru urmărirea indicatorilor de producţie, livrări şi transport pe CFR

APLICATII PENTRU PRELUCRAREA DATELOR GEOMETRICE SI PENTRU PROIECTAREA ASISTATA DE CALCULATOR ÎN DOMENIUL AUTOMATIZARII LUCRARILOR TOPOGRAFICE DE BIROU SI AL REDACTARII HARTILOR SI PLANURILOR

- Calculul rezervelor geologice şi obţinerea automată a documentaţiei grafice aferente
- Optimizarea reţelelor de cercetare geologică
- Programe grafice de bază (interfaţa unitară de desen)
- Interpolarea şi trasarea automată a curbelor de nivel
- Calculul suprafeţelor şi al volumelor excavate în carieră
- Obţinerea automată a planurilor de orizont



CEMIN Cluj-Napoca • Str. Horea, nr.78 • Tel: 32 866; 54 636 • Telex: 31 416